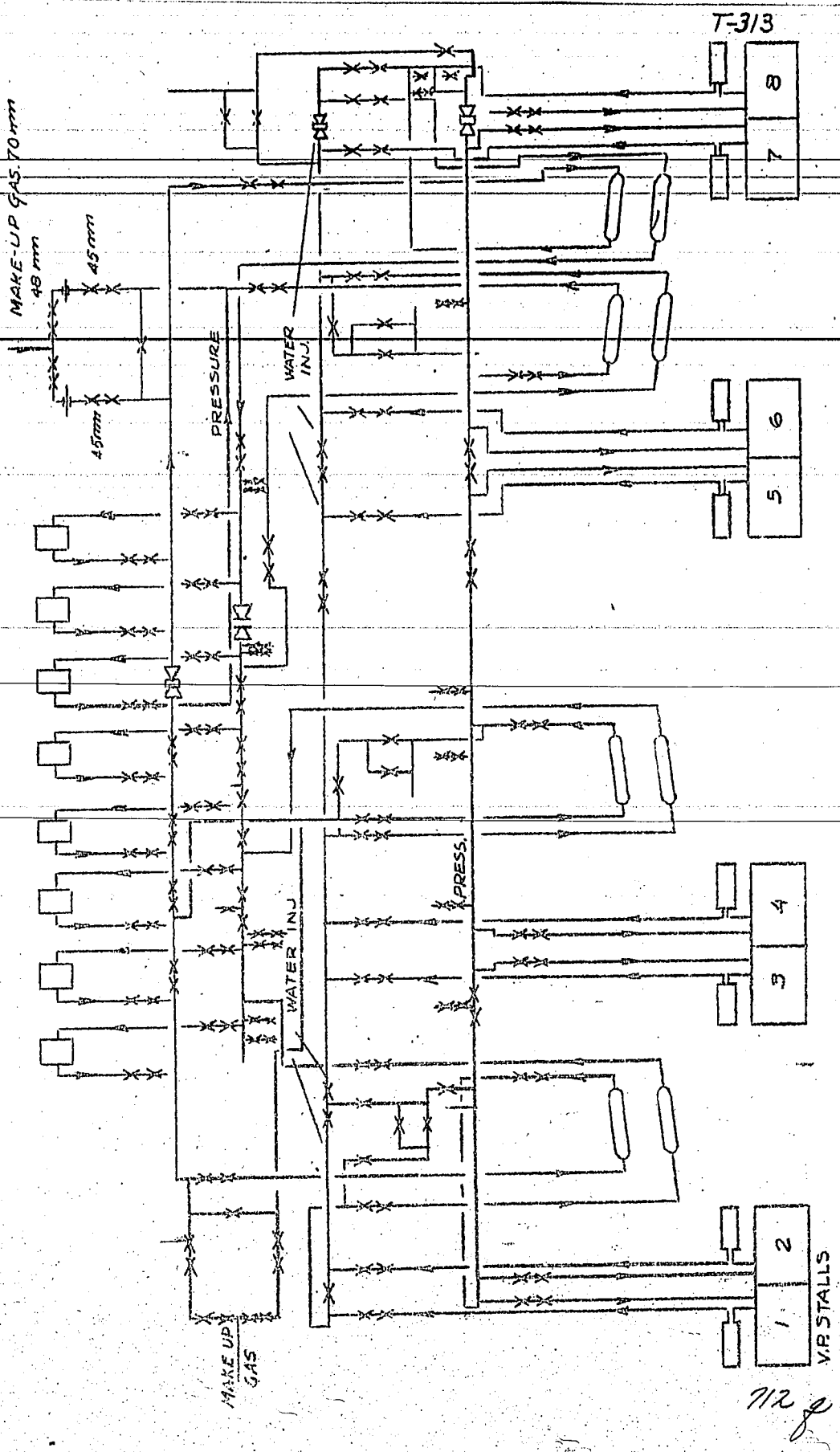


Young Rhoad

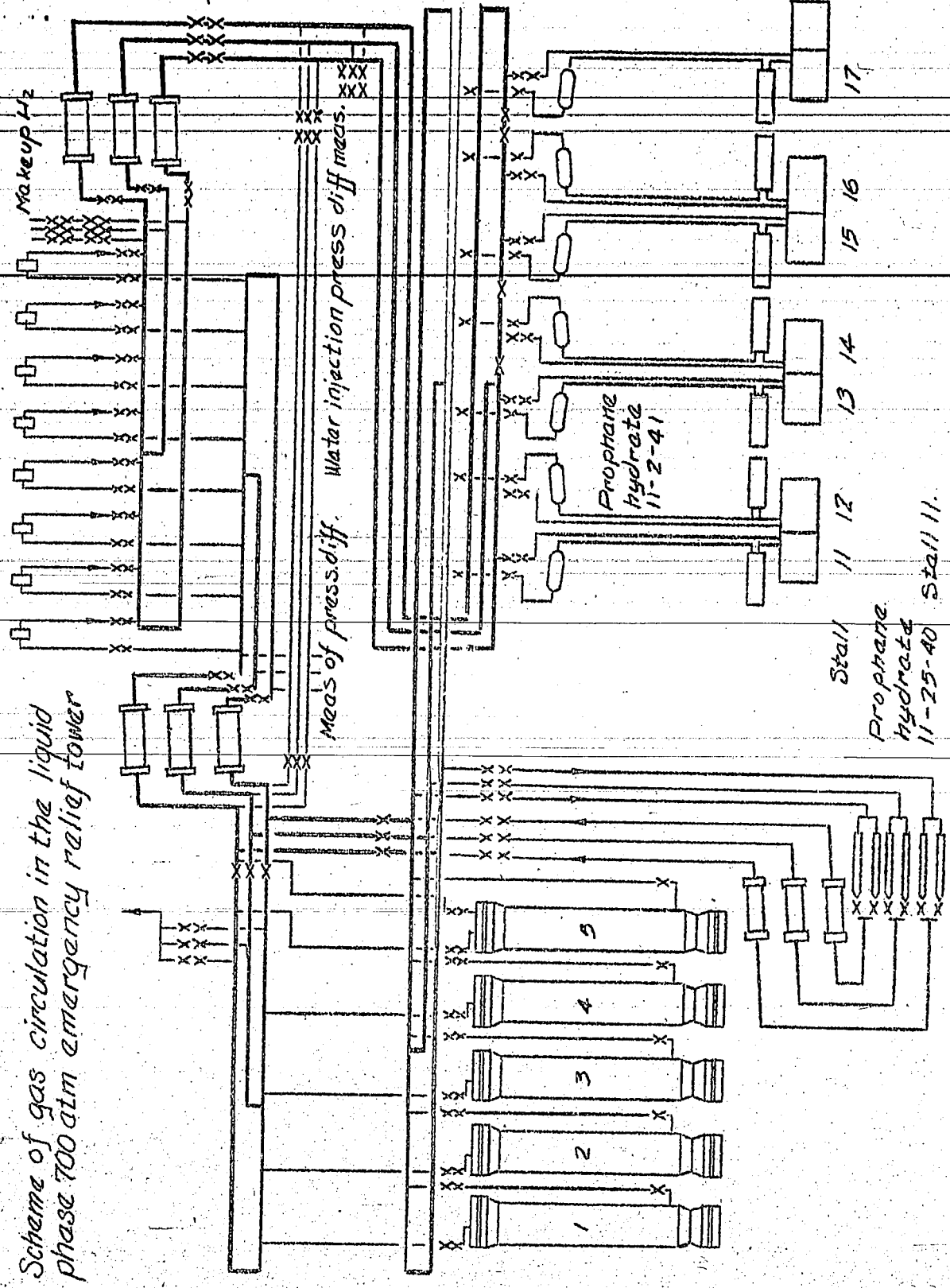
	1/15/1942 (no hydrate formation)		1/23/42 (format. of hydrates)			
Stall	6134 (stalls 3,4,5)	5058 (stalls 6,7,8)	Stall 4 (6134)			
Circulation pump Pressure side, atm.	319	303	321			
Circulation pump suction side, atm.	251	255	230			
Pressure where hydrates formed			300			
Water for heat exch. 11, 11/hr	500	500	500			
Water Product Cooler 11/hr	500	1,000	500			
Water in Circuit	100	200	400			
Gasolent Water from 3/hr	10 - 15 each	15 - 21 each	15			
Gasolent Temp.	15 - 20°	15 - 20°	33 (temp. 10°)			
Gasolent flow m ³ /h	100,000 (3,4,5)	130,000 (6,7,8)	41,000 (4)			
Circuit Temp. Pressure side	35°	33°	27°			
Circuit temp. Suction side	19°	21°	19°			
Methanol Gas m ³ /h	11,000 (3,4,5)	29,000	abt. 4,000			
Oil Scrubber	No oil scrubber needed					
Composition of Circulation Gas	Pressure side	Pressure	Suction	Pressure side	Suction	
	CO ₂ 0.0	0.0	0.9	0.9	CO ₂ 0.3	0.0
	H ₂ S 0.0	0.0	0.0	0.0	H ₂ S 0.9	0.0
	O ₂ 0.0	0.0	0.0	0.0	O ₂ 0.0	0.0
	H ₂ 93.1	91.0	91.0	90.5	H ₂ 94.6	94.2
	CO 0.4	0.6	0.7	0.8	CO 0.0	0.00
Composition of Methanol Gas	H ₂ 3.9	5.0	4.3	4.0	H ₂ 2.4	3.0
	Hydrocarb. 2.6	2.9	3.0	4.0	Hydrocarb. 2.7	2.8
	C-number 1.66	2.2	1.46	1.52	C-number 2.76	3.0
	NH ₃ 0.003 g/m ³	0.004 g/m ³	0.009 g/m ³	0.074 g/m ³	NH ₃ 0.003 g/m ³	0.007 g/m ³
Composition of Methanol Gas	CO ₂ 0.0				CO ₂ 0.0	
	H ₂ S 0.0				H ₂ S 0.0	
	NH ₃ 0.0				NH ₃ 0.0	
	O ₂ 0.0				O ₂ 0.0	
	CO 0.0				CO 0.0	
	H ₂ 97.0				H ₂ 97.2	
	Hydrocarb. 0.6				Hydrocarb. 0.5	
	C-number 1.0				C-number 1.0	
H ₂ 2.4				H ₂ 2.3		

Gasoline Phase Gas Circulation Scheme 300 Atm.



712

Scheme of gas circulation in the liquid phase 700 atm emergency relief tower



7/22

Blechhammer, den 11. Mai 1944 Bg/Sch.

T-336

K43

Mech - 1

Besprechungsbericht

Zurück an

von Dir. Dr. Pier

Ort: **Blechhammer**

Tag: **11. Mai 1944**

Anwesend: 1/ Herr **Dir. Josenhans**

" **Obering. Fuschüller**

" **D.I. Wöhner**

" **D. T. Thiele**

von **J.H.W.**

2/ " **Obering. Raeithel**

" **Obering. Berger**

" **D. Schapport**

von **G. Lu.**

Betrifft: Balglinsen

Nachdem die Kohle kammer Blechhammer, abgesehen von einer aus betrieblichen Gründen vorgenommenen Abstellung, seit .5.44 nunmehr anstandslos mit Volllinsen in Betrieb ist, kann ein gewisser Überblick über den augenblicklichen Stand der Balglinsen-Angelegenheit gegeben werden. Dabei wird zu den wiederholt geäußerten Ansichten wie folgt Stellung genommen.

Zur Frage stehen die beiden Abmessungen NW 110 bzw. 135.

1/ Beanspruchung der Schrauben.

NW 135 ist um 10 % höher als NW 110 und NW 100 beansprucht. Dies wurde bei Festlegung des Schraubenwerkstoffes berücksichtigt, dadurch, dass für das Stangenmaterial der 1 3/4 Zollschrauben eine um 10 % höhere Festigkeit verlangt wurde. Es bleibt jedoch bestehen, dass das Linsenmaterial eine entsprechend höhere Beanspruchung auszuhalten hat.

2/ Steifigkeit der Balglinsen im Vergleich zu Volllinsen.

Die Volllinsen sind zweifellos steifer als die Balglinsen und enthalten hinsichtlich Herstellung der äusseren Form kein Unsicherheitsmoment. Dabei ist noch nicht geklärt, ob nicht die Volllinsen unnötig stark dimensioniert sind.

3/ Güte der Ausführung der Balglinsen

Anhand einiger durchschnittlicher Linsen konnte festgestellt werden, dass ein Teil der Linsen (in erster Linie die NW 110) einen Spalt (gleichmässig und ungleichmässig) aufweist, dessen Ursachen noch nicht aufgeklärt sind.

4/ Als ein Teil der Undichtigkeiten wurde bereits die zu starre Einspannung der Haarnadeln im Vorheizger beseitigt. Ausserdem wurde die Kompensation der Verbindungsleitungen im Vorheizger und an den Steigleitungen verbessert.

5/ Ursachen der Undichtigkeiten

Inwieweit die obengenannten Punkte einzeln oder zusammenwirkend zur Undichtigkeit beigetragen haben, lässt sich nur durch längere Beobachtung im Betrieb und auf dem Versuchsstand ermitteln.

- 6/ -

713

11. Mai 1944

102670

6/ Die vorstehend niedergelagten Gesichtspunkte entsprechen den Ansichten aller Besprechungsteilnehmer.

I.A.
gez. Berger

Verteiler: Dir. Dr. Pier
O.I. Raethel
O.I. Berger
D.I. Schappert
Reserve 2 x

Dir. Josephans
Dir. Dr. Kötzig/Dr. Wimmerle
O.I. Fuschiller/O.I. Dr. Mehnert
D.I. Wöhner
D.I. Thieme
Reserve 2 x

714

U. S. BUREAU OF MINES
HYDRO. DEMON. PLANT DIV.

KCBraun
4-17-47

Bellows Lenses (Sealing Ring Gaskets)

(A Roundtable Discussion of their Properties)

(See also T-245)

By Ch. Eng. Berger (I.G.Lu)
Bleckhammer, 11 May 1944

Since the coal stalls at Bleckhammer are now operating satisfactorily with bellows lenses, the present state of the matter of bellows lenses can be summarized to a certain extent. To the repeatedly expressed opinions, we take the following position. Under discussion were the two (2) sizes NW 110 and 135 mm.

1). Strain on Bolts

NW 135 is stressed 10% more than NW 110 and NW 100. This was taken into consideration in determining the bolt material, by specifying 10% greater strength for the 1-3/4" rods used for bolts. However, the lens material still has to withstand correspondingly greater stresses.

2). Stiffness of Bellows Lenses. Compared to Solid Lenses.

The solid lenses are undoubtedly stiffer than the bellows lenses and contain no factor of doubt with respect to their manufacture in their outer form of construction. (No difficulty in manufacture). It has, however, not been definitely determined whether the solid lenses are unnecessarily oversized.

3). Accuracy in the Making of Bellows Lenses.

A number of average lenses, particularly the NW 110, showed a crack (regular and irregular), the cause of which could not be determined.

4).

One form of leak caused by too rigid mounting of the hairpin coils in the preheater has already been eliminated. The expansion and contraction in the connecting lines in the preheater and in the risers has also been improved.

5). Cause of Leaks

How much the above mentioned points, individually or collectively, have contributed to leaks can be determined only by prolonged observation in the plant and in the testing station.

/pk1

714a

Da das Kontaktgas in seiner Zusammensetzung und Dichte kaum schwankt, treten durch Verlagerung der Pumpgrenze keine Förder-schwierigkeiten auf.

Aus der vorstehenden Beschreibung des Betriebseinsatzes geht hervor, daß

- 1) ein Turboverdichter für wasserstoffreiche Gase für eine Mindest-Fördermenge von 50000 - 60000 cbm/Std. gebaut werden sollte.
- 2) der Turboverdichter möglichst Grundlast fahren und gemeinsam mit Kolbenverdichtern arbeiten sollte, damit
 - a) bei Betriebsstörungen aufgrund der großen Fördermenge nicht zu große Produktionsausfälle entstehen und
 - b) der betrieblich erforderliche Mindestdurchsatz in der CO₂-Reinigung oder in der Druckkonvertierung unbedingt sichergestellt ist.
- 3) Turboverdichter nur für eine Neuanlage verwendet werden können, bei der volle Klarheit über die Zusammensetzung der Gase und deren spezifischen Gewichte herrscht, damit die Dreh- und Stufenzahlen eindeutig festgelegt werden können. Bei Turboverdichtern, die mit Dampfturbinen angetrieben werden, kann später ohne Betriebsstörungen nur in sehr geringen Grenzen ein Schwanken in der Gasdicke innerhalb der zulässigen Regulierbarkeit übernommen werden (Verschiebung der Pumpgrenze, Tonrenzah und Fördermenge!).
- 4) der Regulierbereich eines Turboverdichters mit Dampftrieb von seiner Pumpgrenze abhängt.

Nach unseren Erfahrungen liegt die Pumpgrenze im günstigsten Falle bei 70 % der Vollast.

Beim Anfahren neuer Werke werden in der Regel zuerst weit geringere Gasmengen benötigt, so daß nur durch eine Rückentspannung (seh.: unwirtschaftlich!) eine Verminderung der Fördermenge erfolgen kann.

- 7 Bei nur 3 in Betrieb befindlichen Maschinen treten auch im Verlauf des weiteren Ausbaus, d.h. bei Steigerung der Gesamtfördermenge, ziemlich große Betriebs sprünge in der Fördermenge auf.

Bei nur Turboverdichter-Betrieb kann bei Betriebsstörungen, falls dabei die Fördermenge bis unterhalb der Pumpgrenze der letzten Maschine fällt, der Betrieb sehr schwer aufrechterhalten werden. In diesem Falle muß eine Rückentspannung einsetzen, bei gleichzeitiger Abgabe einer schwer kontrollierbaren Fördermenge.

- 7 5) bei einem plötzlichen Ausfall eines Turboverdichters der in Reserve stehende Verdichter (wenn die Turbine kalt ist) erst nach etwa 3 - 4 Stunden in Betrieb genommen werden kann. Ist die Turbine warm, reduziert sich diese Zeit auf etwa 1/2 bis 1 Stunde, d.h. 1/3 der Produktion fällt 1 bzw. 3 - 4 Stunden aus.

6) der Vorteil eines Turboverdichters, der ein fast Sulfreies Gas liefert, in das Gegenteil umschlag^{en} kann, wenn das Gas H_2S , CO_2 und Spuren von O_2 enthält. In diesem Falle treten bei Taupunktunterschreitungen erhebliche Korrosionen in den Kühlern und Rohrleitungen hinter den Kühlern auf, weil die schützende Abdeckung des Eisens durch das Öl der Kolbenverdichter fortfällt.

(In Mo. sind z.B. nach kurzer Betriebszeit erhebliche Korrosionen und Erosionen in den Endzellen der Kühler und den Rohrleitungskrümmern zwischen dem Kühler der II. Stufe sowie Saugstutzen der III. Stufe aufgetreten, wodurch die Wandstärken so geschwächt wurden, daß im Betrieb ein Auseinanderreißen eines Krümmers erfolgte).

Zum Punkt "Kosten- bzw. Eisenbedarf" zwischen Kolben- und Turboverdichtern ist zum Vortrag des Herrn Wanger noch zu bemerken:

- 1.) Die Zeitdauer und der Umfang der anfallenden Reparatur ist bei der Herausnahme eines Turboverdichters sehr schwer zu bestimmen. Ein gleichmäßiger Betrieb kann daher voraussichtlich nicht mit nur einer Reserve-Maschine bei 3 in Betrieb befindlichen Turboverdichtern durchgeführt werden. Es sind daher zweckmäßig 2 Turboverdichter als Reserve-Maschinen aufzustellen.
- 2.) Der Vergleich im Bau-Volumen, in den Kosten und im Eisenbedarf muß ergänzt werden, da in dem Vortrag angenommen worden ist, daß die Energie-Erzeugung einfach aus der Turbinenzentrale herausgenommen und in den Verdichterbau verlegt worden ist.

Es sind also die zusätzlichen Differenzbeträge, die durch diese Umgruppierung bzw. durch die Aufgliederung in kleinere Aggregate und bei der etwaigen größeren Entfernung zwischen Kesselhaus bzw. Elektrischen Zentrale entstehen, einzusetzen und zwar:

- a) etwaige Verminderung des Bauvolumens der Turbinenzentrale,
- b) etwaige Vermehrung des Bauvolumens der Rückkühlwerke mit den Pumpenantrieben,
- c) etwaige Vermehrung des Bauvolumens für die Rohrleitungen (Entfernungsdifferenz zwischen Turbinenzentrale bzw. Verdichterbau von der Kesselanlage für die Dampfzuleitung und Gasableitung) und
- d) Vermehrung des Bauvolumens der Kondensatoren (Aufteilung in kleinere Aggregate).

Wir halten es für zweckmäßig, daß unsere Stellungnahme der MÖB und dem Reichsamt für Wirtschaftsausbau mitgeteilt wird, nachdem diese Fragen endgültig im Erfahrungsaustausch geklärt wurden. In welcher Art und welchen Weg Sie für diese Mitteilung wählen wollen, stellen wir Ihnen anheim.

Heil Hitler!

Ammoniakwerk Merseburg

gez. Unterschriften

D. an H' Dir. Dr. Eymann
D. an H' Obering. Dr. Schierenbeck

Misch-2 T-325
K43

MINERALÖL-BAUGESSELLSCHAFT M. B. H.

Mineralöl-Baugesellschaft m. b. H., Berlin SW. 61, Belle-Alliance-Str. 7-10

Fernsprecher:
Ortsgespräche 19 51 91
Ferngespräche 19 69 91
Fernschreiben 01 Berlin 1 38
Ölbau Bln.

Postcheckkonto:
Berlin 40862
Drachwort:
Ölbau

Bankkonto:
Dresdner Bank,
Dep.-Kasse 90,
Berlin SW 61,
Belle-Alliance-Str. 107

Firma
IG. Farbenindustrie AG.
z. Hd. v. Herrn Direktor Dr. E y m a n n
Ludwigshafen a/Rh.

H. Merz, Fickler

EINSCHREIBEN ! *fn*

Masch. Techn.

Abteilung

Ihre Zeichen

Ihre Nachricht vom

UHR/13

Berlin SW 10.2.43
den 12/4.

Betrifft:

Eric von Braun Buch

Im Anschluß an den Vortrag unseres Herrn W a n s e r im Reichsausschuß für Wirtschaftsausbau am 3. ds. Mts. über das Thema:
" Die Anwendung der Turbo-Verdichtung in Hydrieranlagen, besonders im Hinblick auf die Forderung nach Werkstoff einsparung, " übermitteln wir Ihnen die schriftliche Wiedergabe des Referates.

Heil Hitler !

MINERALÖL-BAUGESSELLSCHAFT M. B. H.

[Handwritten signature]

7/1

Anlagen:

- 1 Schreiben
- 4 Kontofotos (Bl. Nr. 1-4)

hold for 2/3 4 diagrams

Zu 19892 He

Hausapparat
271
Nr.

716

Die Anwendung der Turbo-Verdichtung in
Hydrieranlagen, besonders im Hinblick auf
die Forderung nach Werkstoffeinsparung.

I.

Die Verdichtung großer Gasmenge von Atmosphärenspannung auf mäßige Enddrücke ist ohne jeden Zweifel dem Turboverdichter vorbehalten. Unter solchen Verhältnissen ist der Wirkungsgrad des Turboverdichters dem des Kolbenverdichters nicht unterlegen, sodaß die Frage des wirtschaftlichen Antriebs gar nicht erst eingehend behandelt zu werden braucht, was jedoch in besonderen Fällen, wie sie nun einmal bei Hydrieranlagen auftreten, von ausschlaggebender Bedeutung für die Anwendung der Turboververdichtung sein kann.

Daß bisher in Hydrieranlagen des Innlandes die Turboververdichtung praktisch noch nicht zur Anwendung kam, lag nicht etwa daran, daß man für dieses Anwendungsgebiet keine geeigneten Maschinen bauen konnte, sondern wurde ausschließlich und allein durch die Antriebsfrage entschieden. Man hielt den direkt elektrischen Antrieb mittels Hochspannungs-Kurzschluß-Läufer-Motors wegen seiner Einfachheit und Sauberkeit allein für den geeignetsten, war jedoch in der Motorbemessung wegen des auftretenden 3,5-fachen Einschaltstromes so behindert, daß allein dadurch ein wirtschaftlich vertretbarer, also entsprechend groß bemessener Turboverdichter nie zur Anwendung kommen konnte.

Unter Beibehaltung des direkt elektrischen Antriebs, wie bei den übrigen Maschinen der Hydrieranlage, konnte die Turboververdichtung sich daher nicht durchsetzen.

Die Vorteile der Turboververdichtung sind so groß, daß man die Anwendung dieser Verdichtungsart nicht nur allein vom elektrischen Antrieb abhängig machen kann. Wenn auch der thermische Wirkungsgrad des Turboverdichters bei den zu fördernden leichten Gasgemischen schlechter ist als der des Kolbenverdichters, somit also gegenüber letzterem ein entsprechend höherer Leistungsbedarf in Kauf genommen werden muß, so ist dies an sich nicht ausschlaggebend, weil der größere Leistungsbedarf des direkt mittels Dampfturbine gekuppelten Verdichters bei weitem gedeckt werden kann durch Fortfall der bisher stets in Kauf genommenen elektrischen Verluste von Generator, Transformator, Kabel und Motor bei den üblichen elektrischen Antrieben der Kolbenverdichter. Es ist daher völlig gleichgültig, in welcher Größe die einzelnen Verluste in den einzelnen Maschinen und Apparaturen auftreten, ausschlaggebend ist nur, daß der Gesamtverlust den bisher in Kauf genommenen Wert nicht überschreitet.

2110
beschlossen

Mit anderen Worten ausgedrückt, ausschlaggebend ist daher nie allein der an sich höhere Leistungsbedarf des Turboverdichters bei der Beurteilung der Frage: Turbovorverdichtung oder nicht, sondern die an den Kraftwerksdampfturbinen zu erzeugende Wellenleistung, die für die gesamte Gasverdichtung abgegeben werden muß.

Bei Beurteilung in diesem Sinne dürfte der Anwendung der Turbovorverdichtung in den meisten Fällen nichts im Wege stehen.

II.

Bei Anwendung der Turboverdichtung soll das früher in den Niederdruckstufen der Kolbenverdichter verdichtete Gasgemisch aus H_2 , CO , CO_2 und Wasserdampf in zu diesem Zwecke entwickelten Turboverdichtern, welche direkt mit Dampfturbinen gekuppelt sind, auf den Auswaschdruck der CO_2 gebracht werden. Bei einem Verfahren mit druckloser Konvertierung ist als Auswaschdruck bisher 28 ata vorherrschend gewesen, gegenüber 13 ata bei einem Verfahren mit Druckkonvertierung. Letzterer wesentlich geringere Auswaschdruck ist nicht auf die Forderung wirtschaftlicher Verdichtung des Rohgases mittelst Turboverdichter zurückzuführen, sondern ist durch die Druckkonvertierungsanlage selbst bedingt. Bei einem solchen Verfahren ist insofern die Turbovorverdichtung erwünscht, als das zu fördernde Gasgemisch dabei völlig ölfrei bleibt, und somit in der Druckkonvertierung eine allmähliche Lähmung der Wirksamkeit des Kontaktes infolge Ölbelages nicht eintreten kann.

Nach der Befreiung des Rohgases von CO_2 findet die Weiterverdichtung auf 325 bzw. 725 ^{at} wie bisher, mittels Kolbenverdichter statt.

Um einen zahlenmäßigen Überblick zu erhalten, ist nachstehend eine Gegenüberstellung zwischen zwei Druckwasserstoffverfahren mit und ohne Turbovorverdichtung ausgearbeitet worden und zwar b ei:

- | | | |
|-----------------------------|-----------------------------|------------------------|
| A. Druckloser Konvertierung | 1. ohne Turbovorverdichtung | } Hierzu Schema Blattl |
| | 2. mit " | |
| B. Druckkonvertierung | 3. ohne Turbovorverdichtung | |
| | 4. mit " | |

Gesamtfördermenge 1000 OO Nm $3/h$ H_2 98%ig. 700 ata
Auswaschdruck für CO_2 13 ata.

Die angegebenen Gaszahlen entsprechen etwa denen des Bauvorhabens Schlesien-Benzin, Ausbaustufe I.

Das Blatt 2 zeigt die Bauart, die Größe und die erforderliche Anzahl der Verdichter sowie das notwendige Bauvolumen und die bebaute Fläche. Es ist hier mit den Maschinenfördermengen gerechnet worden, die Herr Dr. Pirzer vom Stickstoffbetrieb Oppau durch genaue Leistungsversuche ermittelt hat.

Demzufolge sind erforderlich für den Fall:

A 1.

11+2 Sechsstufenverdichter
1-325 ata

10+2 Nachschaltverdichter
300-725 ata

Bauvolumen: 101800 m³
Bebaute Fläche: 7800 m²

B 3.

9+2 Sechsstufenverdichter
1-325 ata

10+2 Nachschaltverdichter
300-725 ata

Bauvolumen: 93900 m³
Bebaute Fläche: 7000 m²

A 2.

3+1 Turboverdichter 1-13 ata

8+2 Kolbenverdichter in Sonderbauart von 11 auf 725 ata

Bauvolumen: 87500 m³
Bebaute Fläche: 5550 m²

B 4.

3+1 Turboverdichter 1-13 ata

8+2 Kolbenverdichter in Sonderbauart von 11 auf 725 ata

Bauvolumen: 83900 m³
Bebaute Fläche: 5350 m²

Zu bemerken wäre zunächst nur, dass die Kolbenverdichter in Sonderbauart bereits für Schlesien-Benzin I. Ausbau entwickelt worden sind. Diese Maschinen können auch ohne den Höchstdruckteil Stufe 5 gefahren werden. Enddruck in diesem Fall nur 325 ata.

Bei Anwendung der Turbo-Verdichtung fallen außer den beiden ersten Niederdruckstufen der Sechsstufenverdichter die als Zusatzmaschinen entwickelten Nachschaltverdichter fort, was zu einer nicht unerheblichen Ersparnis an Bauvolumen führt. Durch Fortfall eines nicht mehr erforderlichen Turbo-Generators für 20000 kW tritt in der Kraftzentrale eine weitere Bauvolumenverminderung von $16.22.21 = 7400 \text{ m}^3$ ein, d.h. um diesen Wert vermindern sich noch die auf Blatt 2 mit geteilten Zahlen wie nachstehend angegeben:

A 2.

Endgültiges Bauvolumen
 $87500 - 7400 = 80100 \text{ m}^3$

B 4.

Endgültiges Bauvolumen
 $83900 - 7400 = 76500 \text{ m}^3$

Somit stehen sich dann folgende Werte gegenüber:

Bauvolumenverhältnis.

bei druckloser Konvertierung
101800 : 80100

bei Druckkonvertierung
93900 : 76500

Ganz ähnlich verhält es sich mit den Maschinengewichten. Das Blatt 3 enthält die wichtigsten Angaben, die für die weitere Beurteilung ausschlaggebend sind z.B.

d. / Aug

- a) Energiedaten
- b) Maschinenleistung
- c) Maschinenfertigkeit (Kontingenzgewichte 1,7-1,5 und 1,4)
- d) Reine Maschinenkosten (ohne Installation)
- e) Betriebskosten (ohne Kupfer und Aluminium)

a) Energiedaten:

Trotzdem der Leistungsbedarf gemessen an der Verdichtungsleistung für die Gesamtdrehzahl von 1 auf 70 bzw. 100 bei Ausweitung der Drehzahlverteilung größer geworden ist, sind die Verluste durch die Erzeugung der Leistung durch die elektrischen Anlagen im Kern geblieben. Diese Verluste sind durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden. Es ist zu erwarten, dass die Verluste durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden sind. Diese Verluste sind durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden.

b) Maschinenleistung:

Die Maschinenleistung ist durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden. Es ist zu erwarten, dass die Verluste durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden sind. Diese Verluste sind durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden.

c) Maschinenfertigkeit:

Die Maschinenfertigkeit ist durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden. Es ist zu erwarten, dass die Verluste durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden sind. Diese Verluste sind durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden. Die Maschinenfertigkeit ist durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden. Es ist zu erwarten, dass die Verluste durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden sind. Diese Verluste sind durch die Erzeugung der Leistung zu groß geworden.

(Luft- u. Gasanordnungen)

d.) Reine Maschinenkosten

Aus dem Vorhergesagten ergibt sich somit zwangsläufig eine Senkung der Baukosten von Verdichteranlagen, bei denen Turboverdichter als Vorschaltmaschinen vorgesehen wurden. (Siehe auch Blatt 4 Abb. 7).

e) Betriebskosten.

Auch bei diesem Posten ist Verbilligung festzustellen, selbst wenn man den Kapitaldienst und Reparaturbeitrag nicht berücksichtigt. Bei Berücksichtigung dieser beiden Faktoren schneidet die Turboverdichtung noch besser ab.

III.

Ergebnis:

Die Verdichtung von leichten Gasgemischen von 1 auf 15 ata ist wirtschaftlich nicht vertretbar, wenn der direkte elektrische Antrieb für Turboverdichter gewählt wird.

Findet aber als unmittelbarer Antrieb die Dampfturbine Verwendung, so wird der schlechtere thermische Wirkungsgrad des Turboverdichters gegenüber dem des Kolbenverdichters durch den Fortfall aller bisher in Kauf genommener elektrischer Verluste voll aufgewogen. Die Kraftwerksleistung wird somit nicht grösser, eher kleiner. Der Anwendung der Turboverdichtung steht somit bei Dampfturbinenantrieb nichts im Wege.

IV.

Ausblick:

Auf Grund der vorhergegangenen Untersuchung kommt man zu der Überlegung, dass man in manchen Fällen sogar die Anwendung der Turboverdichtung bei Verfahren, bei denen Gas unter einem Druck von 28 ata ausgewaschen werden muss, wählen sollte, auch dann, wenn die Kraftwerksleistung innerhalb bestimmter Grenzen erhöht werden muss.

Beispiel:

Verdichtung von $160.000 \text{ Nm}^3/\text{h} = 190.000 \text{ m}^3/\text{t}$ von 1 ata auf 28 ata

in den ersten drei Stufen des sechsstufen - Kolbenverdichters

Isothermischer Leistungsbedarf für $1 \text{ m}^3/\text{min.} = 7,4 \text{ PS}$

$N_{is} = \frac{190.000}{60} \cdot 7,4 = 23.400 \text{ PS}$

Isothermischer Wirkungsgrad $\eta_{is} = 0,69,$

Effektiver Leistungsbedarf $N_e = \frac{23.400}{0,69} = 33.900 \text{ PSe}$

$= 25.000 \text{ kW.}$

Leistung verdichtet von 110.000 Nm³/h = 121.000 m³/h (1 at) auf
von 26,5 auf 32,5 ata

in den Stufen 4-6 des Sechstufen-Kolbenverdichters.
Isothermischer Leistungsbedarf für 1 m³/min von 1 auf
26,5 ata = 7,3 PS

Isotermischer Leistungsbedarf für 1 m³/min von 1 auf
32,5 ata = 12,9 PS

$$12,9 - 7,3 = 5,6 \text{ PS}$$

isothermischer Wirkungsgrad $\eta_{is} = 0,65$

effektiver Leistungsbedarf $N_e = \frac{11.300}{0,65} = 17.400 \text{ PS}$
 $= 12.800 \text{ kW}$

Leistungsbedarf der Sechstufenverdichter

Stufen 1-3	Stufen 4-6	Stufen 1-6
12.800 PS	12.800 PS	25.600 PS

Verdichtung von 115.000 Nm³/h = 115.000 m³/h (1 at) auf
von 300 auf 725 ata in Nachschaltverdichter

Verbrauch an Leistung = 46 kW bei 300 ata
und 300°C, $\eta_{ab} = 1,2$

Leistungsbedarf des Kompressors auf 1 ata und 300°C

$N = 16.300 = 11.500 \text{ m}^3/\text{h}$ je Nachschaltverdichter

isothermischer Leistungsbedarf $N_{is} = 363 \text{ kW}$
isothermischer Wirkungsgrad $\eta_{is} = 0,8$
effektiver Leistungsbedarf $N_e = 455 \text{ kW}$

erforderlich 10 Betriebsmaschinen mit 455 kW

Leistungsbedarf der Nachschaltverdichter: 4.550 kW

Gesamter Verdichterleistungsbedarf 37.800 + 4.550 = 42.350 kW

elektrische Verluste:

- a) Sechstufenverdichter 4,5% Generatorverlust
- 0,5% Kabelverlust
- 3,5% Motorverlust (Synchronmotor)
- 8,5% Gesamtverlust

Turbinenleistung $\frac{25.000}{0,915} = 27.400 \text{ kW}$ Stufen 1-3

$\frac{12.800}{0,915} = 14.000 \text{ kW}$ Stufen 4-6

41.400 kW Stufen 1-6

b) Nachschaltverdichter 4,5 % Generatorverlust
0,5 % Kabelverlust
8,0 % Motorverlust (Asynchronmotor)
13,0 % Gesamtverlust

Turbinenleistung $\frac{4550}{0,87} = 5200 \text{ kW}$ für Nachschaltverdichter

Für den gesamten Verdichterleistungsbedarf von 42.350 kW
sind von der Kraftwerksturbine abzugeben 46.600 "

Bei Anwendung der Turbovorverdichtung von 1 auf 28 ata, wobei der Verdichter direkt mit der Dampfturbine gekuppelt ist, erfolgt die Weiterverdichtung in vierstufigen Kolbenverdichtern, welche durch aufgesattelte Synchronmotore angetrieben werden, da letztere den cos φ des Gesamtnetzes auf Höhe halten müssen.

Leistungsbedarf der Kolbenverdichter
 $12800 \cdot 4550 = 17350 \text{ kW}$

Elektrische Verluste: 8,5 %

also Turbinenleistung $\frac{17350}{0,915} = 19000 \text{ kW}$

Für die Turbovorverdichtung verbleiben lt. des Vorhergesagten
noch $46600 - 19000 = 27600 \text{ kW}$

Die isothermische Leistung beträgt $N_{is} = \frac{190000}{60} \cdot 7,4$
 $= 22400 \text{ PS}$
 $= 17400 \text{ kW}$

Legt man wegen des Enddruckes von 28 ata nur einen isothermischen Wirkungsgrad von $\eta_{is} = 0,59$ zugrunde, so ergibt sich damit der effektive Leistungsbedarf des Turboverdichters und somit auch die Turbinenleistung mit

$$N_e = \frac{17400}{0,59} = 29500 \text{ kW}$$

d. h., die Turbinenleistung ist somit um

$$29500 - 27600 = 1900 \text{ kW} \text{ gestiegen.}$$

Bei einem Energiepreis von RM 0,02 je kWh ergeben sich somit Mehrkosten von $8000 \cdot 1900 \cdot 0,02 = \text{RM } 305.000$ im Jahr. Da jedoch etwa RM 4.000.000,- Anlagekosten eingespart werden, was bei einem Kapitaldienst von nur 10% immerhin 400.000,- jährlich ausmacht, so erweist sich sogar in diesem Falle die Turbovorverdichtung als wirtschaftlich. Dabei ist noch nicht einmal berücksichtigt, daß der Schmierölverbrauch auf die Hälfte des sonstigen Bedarfes zurückgeht und daß ferner für Maschinenbedienung und Reparaturen geringere Kosten einzusetzen sind als bei Kolbenverdichtern.

Die Turbovorverdichtung wirkt sich auch bei den nachgeschalteten Kolbenverdichtern werkstoffsparend aus, wenn man den Fortfall der schweren Werkstücke der Niederdruckstufen dahingehend ausnutzt, daß man die Drehzahl der Kolbenverdichter von 125 auf 150 UpM erhöht. Diese Drehzahlsteigerung ist ohne weiteres vertretbar, weil die Stufen mit den großen Massenkräften nicht mehr vorhanden sind. Auch für den Betrieb bedeutet diese 20 %-ige Erhöhung der Drehzahl kein Risiko, denn es laufen bereits seit einigen Jahren die bekannten Nachschalt-Einheitsverdichter bei 725 ata Enddruck anstandslos mit 147 Umdrehungen in der Minute.

Die Forderung nach Werkstoffeinsparung darf nicht nur eine Forderung bleiben, sondern muß auch in die Tat umgesetzt werden. Dabei sind nicht nur einzelne Gebiete der Technik - z.B. das Bauwesen - streng auf Einhaltung dieser Forderung zu überwachen, während auf anderen Gebieten auch heute noch keine gleichwertige Kontrolle ausgeübt wird.

Z. B. gibt es wohl auf dem Gebiete des Maschinenbaues eine Werkstoffbewirtschaftung, jedoch nur in der Art, daß der Maschinenlieferer ohne weiteres das von ihm benötigte Kontingent zugesprochen erhält. Eine Prüfung, ob der geplante Werkstoffaufwand tatsächlich gerechtfertigt ist, wie im Bauwesen, findet durch entsprechende Stellen nicht statt.

Hieraus ergibt sich schon, daß man auf diesem Sektor von der Verbraucherseite her die Einsparung von Werkstoffen beeinflussen muß, natürlich unter der Voraussetzung, daß der Verbraucher die Güte der zu beschaffenden Maschine nicht nur nach dem Gewicht allein, sondern nach der Konstruktion zu beurteilen in der Lage ist.

Da nun große Bauvorhaben heute durch staatlich gelenkte Unternehmen mit geeigneten Fachkräften bearbeitet werden, so ist bei Durchsetzung der Forderung nach Werkstoffeinsparung bei entsprechender Planung ein nicht unbedeutender Erfolg zu erreichen, wie es das Beispiel: "Anwendung der Turbovorverdichtung" zeigt.

Blatt

Anlagen:

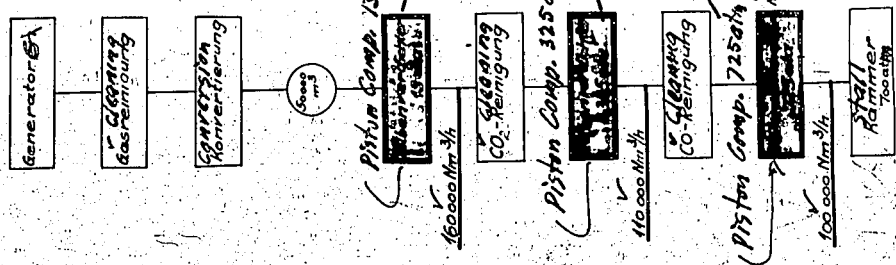
- Blatt 1 Gas-Schema
- " 2 Maschinenschema
- " 3 Aufstellung
- " 4 Schaubilder

760

Pressure H₂ Production
Druckwasserstoffherzeugung

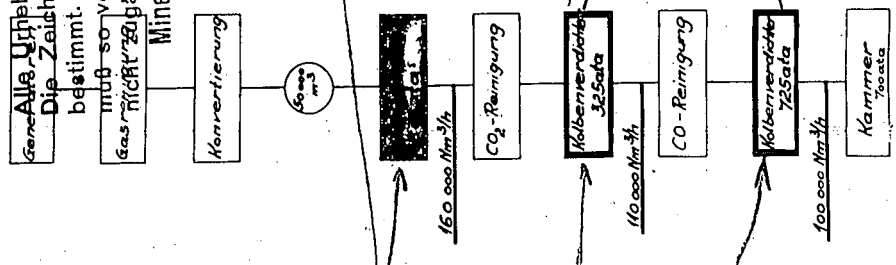
Pressureless Conversion
A. Drucklose Konvertierung

without v. Precomp. mit Turbo-Vorverdichtung
ohne Turbo-Vorverdichtung



with v. Precomp. mit Turbo-Vorverdichtung

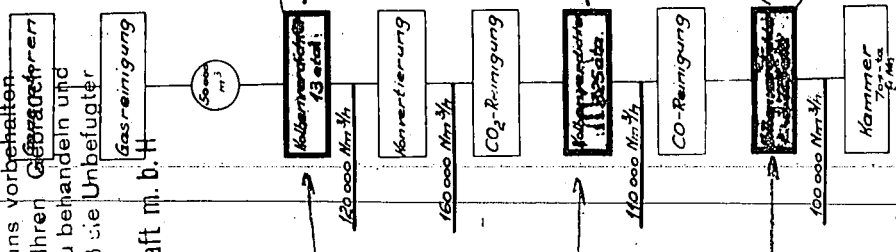
2. **Drucklose Konvertierung**



Pressure Conversion
B. Druckkonvertierung

without v. Precomp. ohne Turbo-Vorverdichtung
mit Turbo-Vorverdichtung

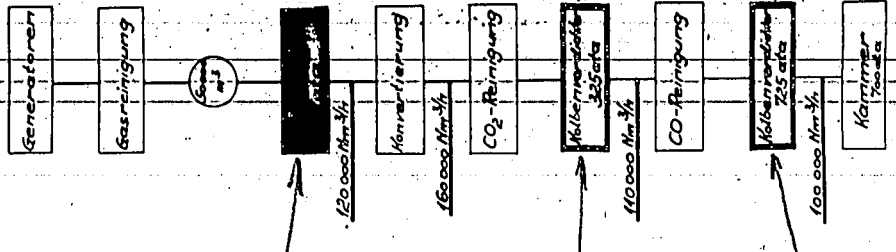
3. **Druckkonvertierung**



Pressure Conversion
B. Druckkonvertierung

with v. Precomp. mit Turbo-Vorverdichtung

4. **Druckkonvertierung**



GeneAlls Urheberrechte bleiben uns vorbehalten.
Die Zeichnung ist nur für Ihren Gebrauch bestimmt. Sie ist vertraulich zu behandeln und muß so verwahrt werden, daß sie Unbefugter Gas nicht zugänglich ist.
Mineralöl-Baugesellschaft m. b. H.

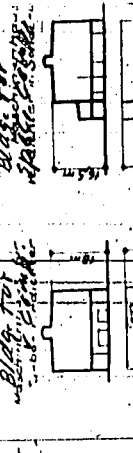
210

Blatt 7-335
B 4 Comp. Turbo-Verdichter
 40000 Nm³/h

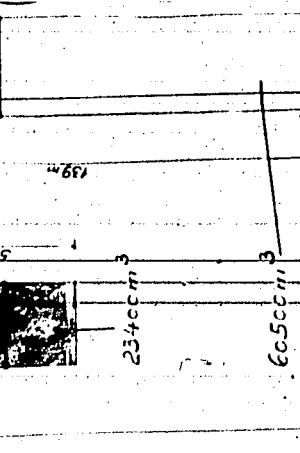


5250 kW
 4250 RPM
 Special Comp. Verdichter in Sonderbauart
 14000 ± 17000 / 13000 Nm³/h

8+2

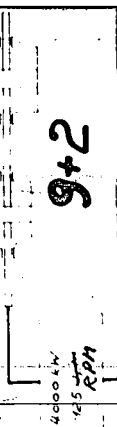


400 kW
 125 RPM
 Blöcke für Nachschalt-Verdichter



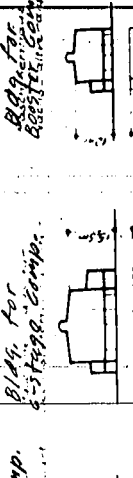
Bebaute Fläche: **5350 m²**
 Bauvolumen: **83900 m³**

Blatt 7-335
B 3 6-stage Unit Comp. Sechsstufen-Einheitsverdichter
 15000 / 12400 Nm³/h

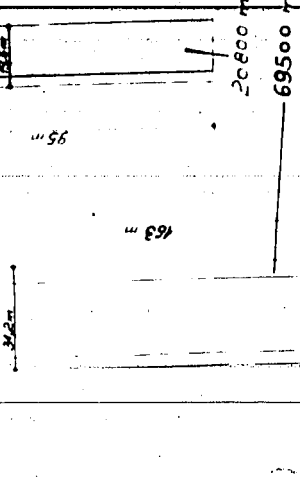


4000 kW
 125 RPM
 Booster Unit Comp. Verdichter in Sonderbauart
 10000 Nm³/h

9+2



500 kW
 125 RPM
 Blöcke für Nachschalt-Verdichter



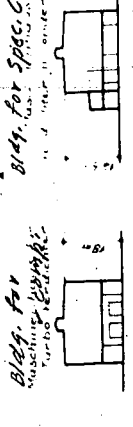
Bebaute Fläche: **7000 m²**
 Bauvolumen: **90300 m³**

Blatt 7-335
A 2 Turbo-Verdichter
 55000 Nm³/h

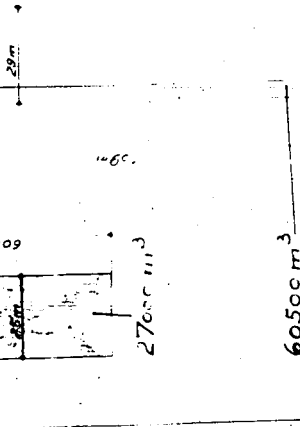


7250 kW
 4000 RPM
 Special Comp. Verdichter in Sonderbauart
 14000 ± 17000 / 13000 Nm³/h

8+2

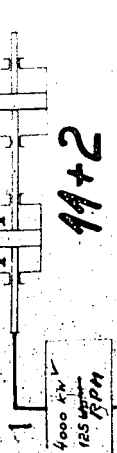


4000 kW
 125 RPM
 Blöcke für Nachschalt-Verdichter



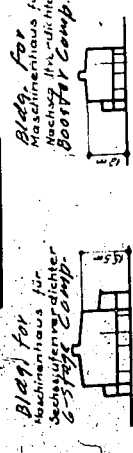
Bebaute Fläche: **5550 m²**
 Bauvolumen: **87500 m³**

Blatt 7-335
A 1 6-stage Unit Comp. Sechsstufen-Einheitsverdichter
 15000 / 10000 Nm³/h

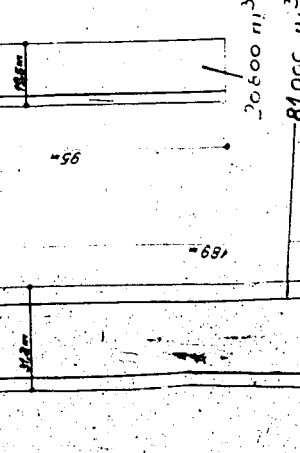


4000 kW
 125 RPM
 Booster Unit Comp. Nachschalt-Einheitsverdichter
 10000 Nm³/h

10+2

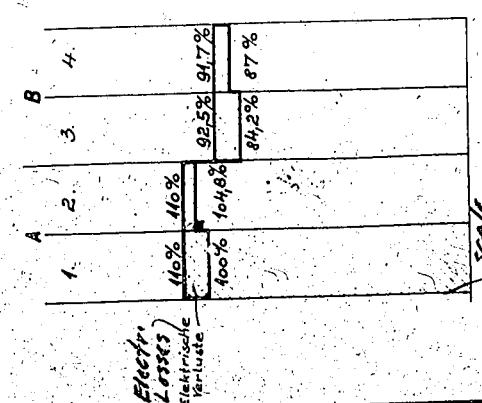


600 kW
 117 RPM
 Blöcke für Nachschalt-Verdichter



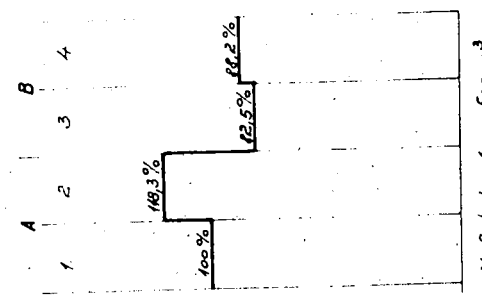
Bebaute Fläche: **7800 m²**
 Bauvolumen: **101800 m³**

Generator Capacity
ichterleistung



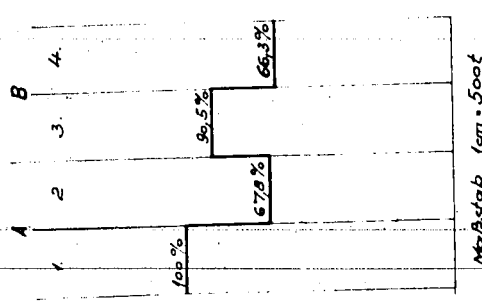
Maßstab 1cm = 5000 kW
Fig. 1
Abb. 1

cooling water Regd. /
Mühlwasserbedarf
je Stunde



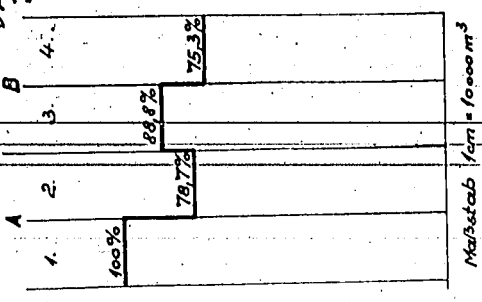
Maßstab 1cm = 500 m³
Fig. 2
Abb. 2

Net Machine Weights
Reine Maschinengewichte



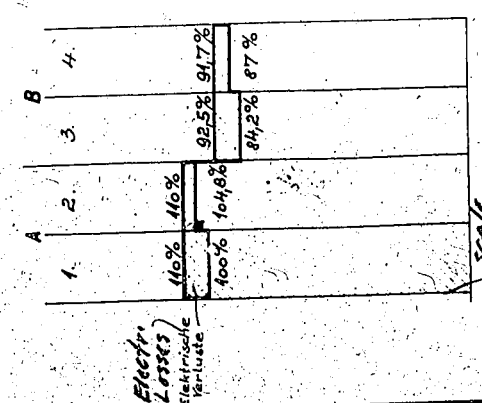
Maßstab 1cm = 500 t
Fig. 3
Abb. 3

Generator Capacity
ichterleistung



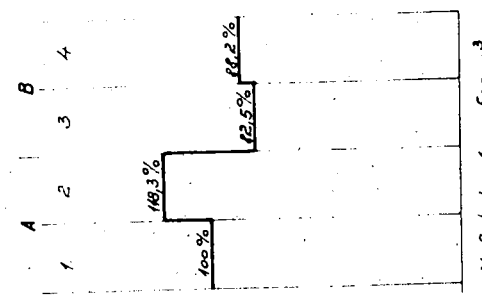
Maßstab 1cm = 10000 m³
Fig. 4
Abb. 4

Generator Capacity
ichterleistung



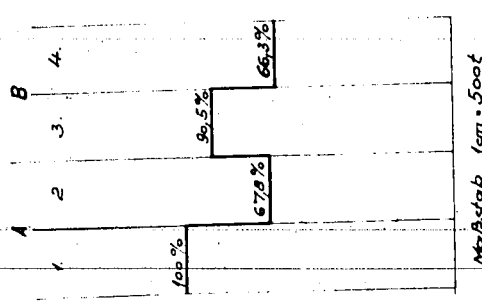
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 5
Abb. 5

Generator Capacity
ichterleistung



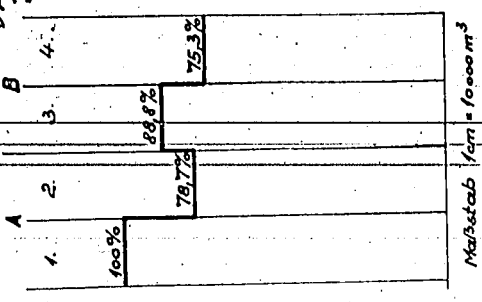
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 6
Abb. 6

Generator Capacity
ichterleistung



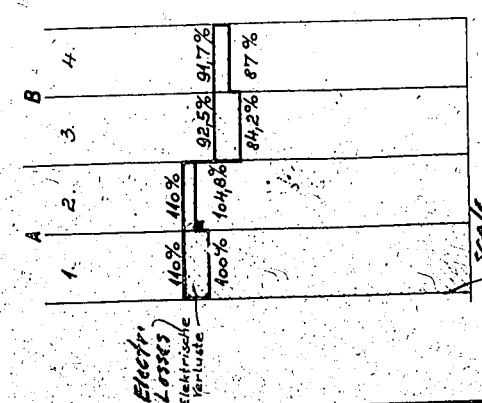
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 7
Abb. 7

Generator Capacity
ichterleistung



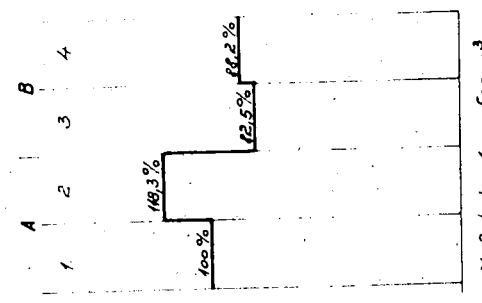
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 8
Abb. 8

Generator Capacity
ichterleistung



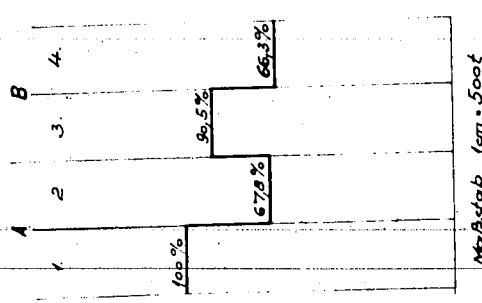
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 9
Abb. 9

Generator Capacity
ichterleistung



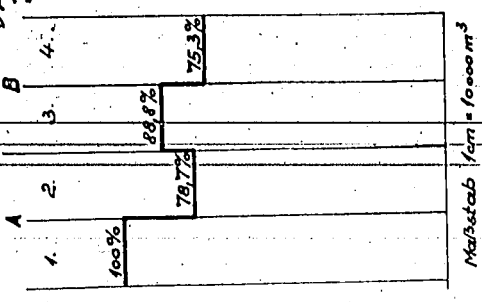
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 10
Abb. 10

Generator Capacity
ichterleistung



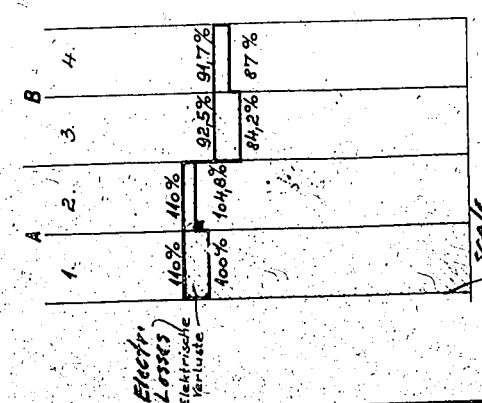
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 11
Abb. 11

Generator Capacity
ichterleistung



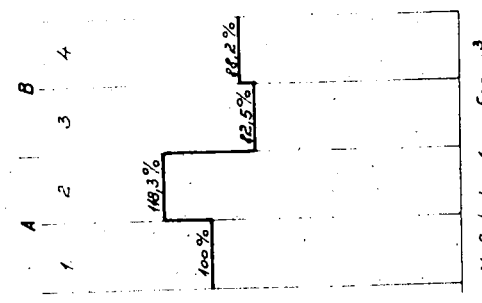
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 12
Abb. 12

Generator Capacity
ichterleistung



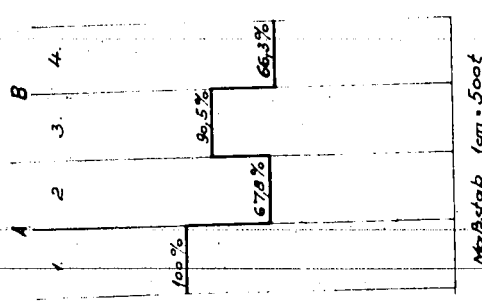
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 13
Abb. 13

Generator Capacity
ichterleistung



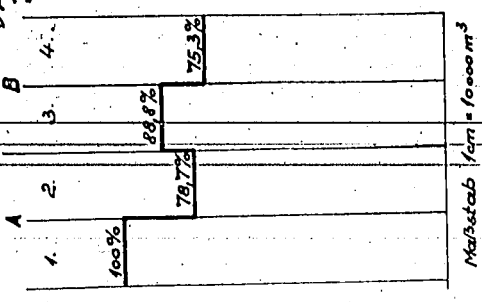
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 14
Abb. 14

Generator Capacity
ichterleistung



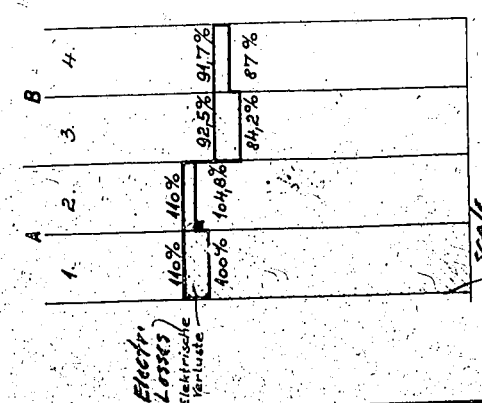
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 15
Abb. 15

Generator Capacity
ichterleistung



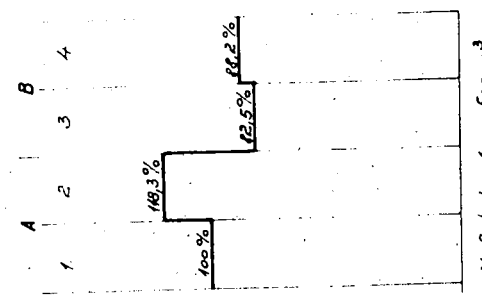
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 16
Abb. 16

Generator Capacity
ichterleistung



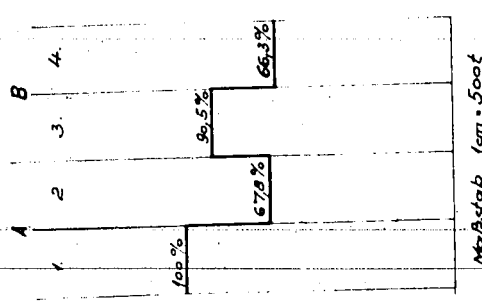
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 17
Abb. 17

Generator Capacity
ichterleistung



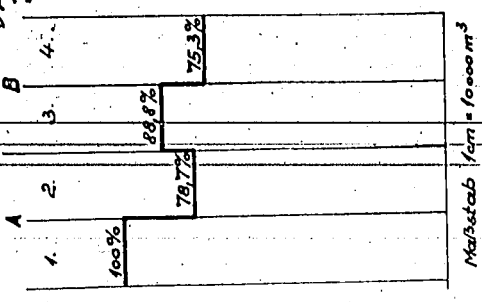
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 18
Abb. 18

Generator Capacity
ichterleistung



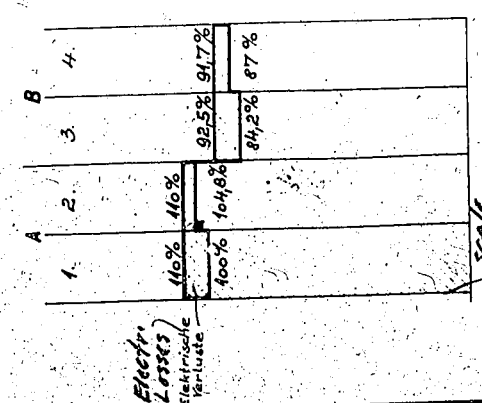
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 19
Abb. 19

Generator Capacity
ichterleistung



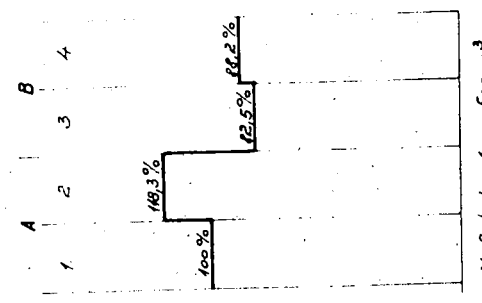
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 20
Abb. 20

Generator Capacity
ichterleistung



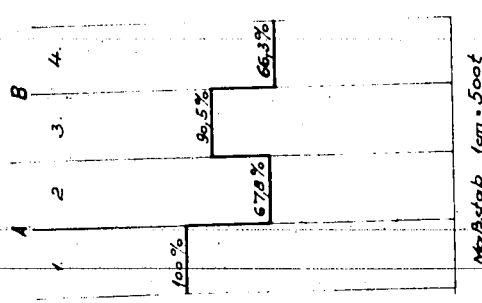
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 21
Abb. 21

Generator Capacity
ichterleistung



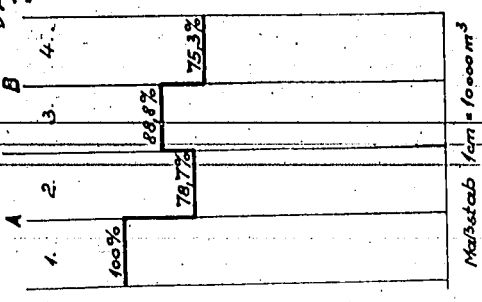
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 22
Abb. 22

Generator Capacity
ichterleistung



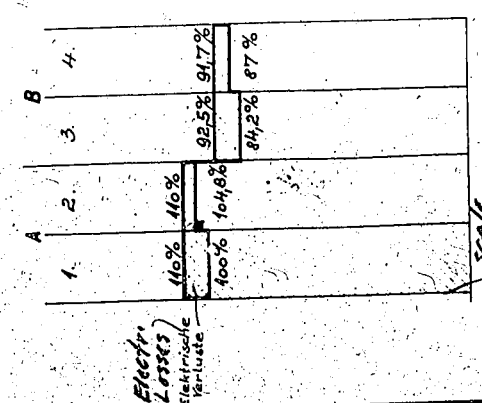
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 23
Abb. 23

Generator Capacity
ichterleistung



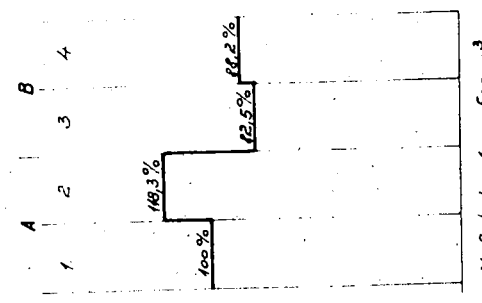
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 24
Abb. 24

Generator Capacity
ichterleistung



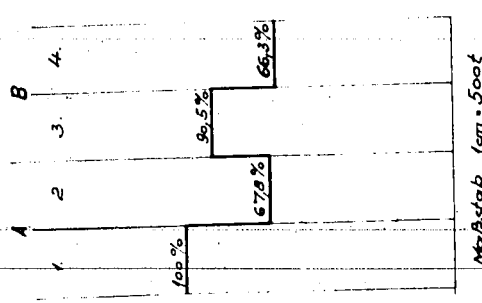
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 25
Abb. 25

Generator Capacity
ichterleistung



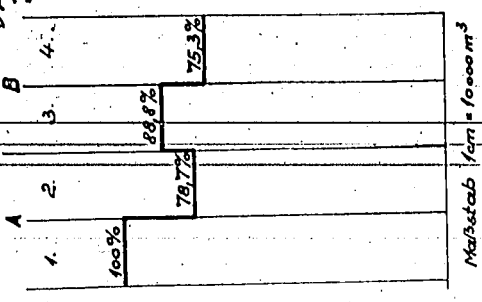
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 26
Abb. 26

Generator Capacity
ichterleistung



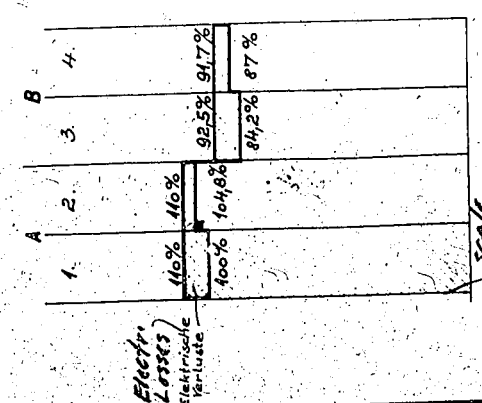
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 27
Abb. 27

Generator Capacity
ichterleistung



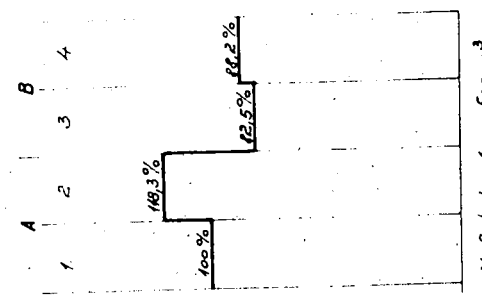
Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 28
Abb. 28

Generator Capacity
ichterleistung



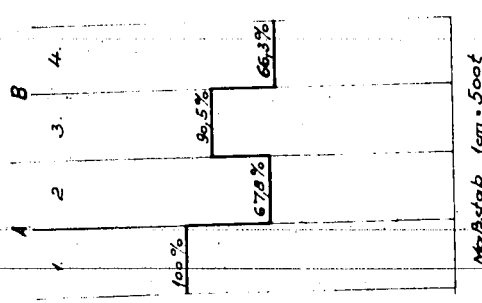
Maßstab 1cm = 5 kg
Fig. 29
Abb. 29

Generator Capacity
ichterleistung



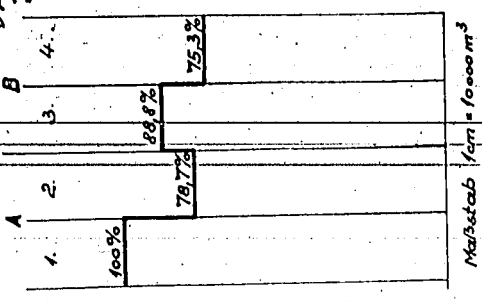
Maßstab 1cm = 2 Mann
Fig. 30
Abb. 30

Generator Capacity
ichterleistung



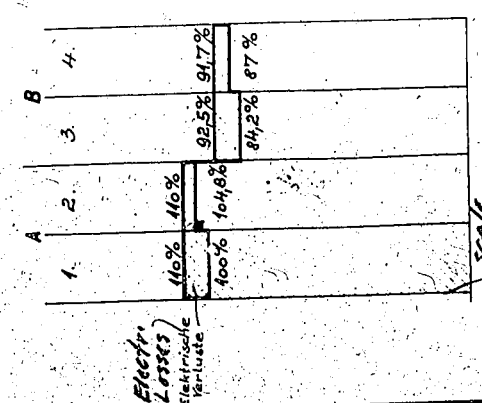
Maßstab 1cm = RM 1000.000
Fig. 31
Abb. 31

Generator Capacity
ichterleistung



Maßstab 1cm = RM 100
Fig. 32
Abb. 32

Generator Capacity
ichterleistung



KCBraun
4-17-47

Turbo-Precompressors in Hydrogenation Plants,
With Particular Reference to the Demand for
Economy in Construction Materials
(Lecture by Mr. Wansor of the "Mineralöl-
Baugesellschaft" in the Reichs-Office for
Industrial Expansion on March 3, 1943, in Berlin)

I. - The compression of large quantities of gas from atmospheric pressure to moderate final pressures is, without a doubt, the province of the turbo-compressor. Under such conditions the efficiency of the turbo-compressor equals that of the piston compressor, so that the question of an economic drive need not be considered in detail, although this is of decisive importance for the use or non-use of turbo precompression in special cases, such as in hydrogenation plants.

That turbo precompression has not found practical application in domestic hydrogenation plants was not because we couldn't build suitable machines for this purpose, but entirely because of the drive problem. The direct electric drive with high tension squirrel cage motor was considered the most suitable, because of its simplicity and cleanliness, but was at such a disadvantage because it required 3.5 times the normal starting current, that, for that reason alone, turbo-compressors of economically large capacities could never be used.

Therefore, turbo precompression with direct motor drive as with other machines in hydrogenation could never hold its own.

However, the advantages of turbo precompression are so great that the use of this method of compression can not be made dependant upon the electric drive alone. Even though the thermal efficiency of the turbo compressor with the light gas mixtures to be conveyed is below that of the piston compressor, and a correspondingly greater capacity requirement (Leistungsbedarf) must be allowed for, this is not decisive, because the greater capacity requirement of direct steam turbine driven compressors is amply covered by the elimination of the electrical losses, heretofore made allowance for, in the generator, transformer, cable and motor, with the customary electrical drives of piston compressors. It is, therefore, entirely immaterial how great the individual losses in the various machines and apparatus are, as long as the total loss does not exceed that formerly allowed for. In other words, when trying to decide for or against turbo precompression, the determining factor is not only the greater capacity requirement of the turbo compressor, but the power required for the entire gas compression, which must be delivered at the shaft of the steam turbines in the power plant.

If we look at the problem from this angle, there is probably nothing in the way of using turbo precompressors in most cases.

II. - When turbo compression is used, the gas mixture of H_2 , CO , CO_2 and steam, formerly compressed in the low pressure stages of the piston

compressor, must be brought to the CO₂ washout pressure in direct driven turbo compressors developed for this purpose. A washout pressure of 28 atm has been prevalent to date in a process with pressureless conversion, compared to 13 atm in a process with pressure conversion. The latter, considerably lower, washout pressure is not due to a demand for economical compression of the raw gas by means of turbo compressors, but is determined by the pressure conversion plant itself. In such a process turbo pre-compression is desirable, inasmuch as the gas mixture to be conveyed remains completely free of oil and no gradual deterioration of the effectiveness of the catalyst due to oil coating can occur in pressure conversion.

After freeing the raw gases of CO₂, further compression to 325 or 725 atm is done in piston compressors, as formerly.

In order to summarize the problem in figures, the following comparison between 2 H₂-pressure processes with and without turbo precompression has been worked out:

- A) Pressureless Conversion: 1. without turbo precompression
2. with " "
- B) Pressure Conversion: 1. without turbo precompression
2. with " "

(See Diag. 1)

Total quantity conveyed = 100000 Nm³/h H₂ (98%) @ 700 atm
Washout pressure for CO₂ = 13 atm

The gas figures given correspond approximately to the proposed Blechhammer plant, extension 1.

Diag. 2 shows the type of construction, size and number of compressors required, as well as necessary building volume and built-up floor space. It is computed from the quantities to be conveyed, determined by Dr. Pirzer of the nitrogen plant at Oppau by accurate line measurements.

Accordingly, the following are required for the cases given:

A1: - 11+2 6-stage compressors, 1-325 atm.
10+2 booster compressors, 300-725 atm.
Bldg. vol: 101800 m³
Floor space: 7800 m² (built-up)

A2: - 3+1 turbo compressors, 1-13 atm.
8+2 piston compressors, 11 to 725 atm
(Special construction)
Bldg. vol: 87500 m³
Floor space: 5550 m² (built-up)

B3: - 9+2 6-stage compressors, 1-325 atm.
10+2 booster compressors, 300-725 atm.
Bldg. vol: 90300 m³
Floor space: 7000 m² (built-up)

729 L

B4: - 3+1 turbo compressors, 1-13 atm.
 8+2 piston compressors, 11 to 725 atm.
 (special construction)

Bldg. Vol: 83900 m³
 Floor space: 5350 m² (built-up)

It should be noted that the special piston compressors have already been developed for Blechhammer. These machines can also be run without the highest pressure stage 5. The final pressure in that case is only 325 atm. absolute.

When turbo precompressors are used, the booster compressors developed as additional machines, besides the first 2 low pressure stages of the 6-stage compressors, are eliminated, which saves considerable building volume. By the elimination of a 20000 KW turbo-generator, no longer required, an additional building volume of 16 x 22 x 21 = 7400 m³ is saved in the power plant, i.e. the figures in Diag. 2 are reduced by this amount, as explained below:

A2: - Ultimate Bldg. Vol: 87500 - 7400 = 80100 m³
 B4: - " " " : 83900 - 7400 = 76500 m³

The following building volume relations then exist:

with pressureless conversion, 101800:80100
 " pressure " , 90300:76500

Similar relations exist between the weights of the machines.

Diag. 3 shows the most important data for further evaluation, e.g.:

- a). Power data
- b). Machine personnel
- c). Finished machine weights
- d). Net machine costs (without installation)
- e). Operating costs (without capital burden & repairs)

a). Power.

Although the capacity required at the compressor shaft for the total compression from 1 to 725 atm has increased with the use of turbo precompressors, the power plant turbine capacity is not exceeded. (See also Diag. 4, Fig. 1) The losses heretofore charged against direct electric drives are now also conceded the turbo compressors. Consequently, no increase in losses occurs, but simply a rearrangement. The considerable reduction in lubricating oil requirement with the use of turbo precompressors should also be noted. (See also Diag. 4, Fig. 3)

b). Machine Personnel.

The turbo precompressor, of course, also permits savings in labor without considering the fact that turbo compressors belong to that type of machines which are very seldom out of commission due to damages to the machine since sources of failure, e.g. valve plates and springs, piston rings, etc. are not present. The same thing, of course, also applies to steam turbines for drives.

729c

c). Finished Machine Weights.

The use of construction materials is reduced considerably with the use of turbo precompressors. It is not only necessary to complete a job with the least possible construction material in times of material shortages, but also in the future when labor may be scarcer than materials, because each pound of steel, even unfinished, represents a part of human labor, as well as a considerable proportion of coal necessary to produce it. If, from these points of view, we consider the saving of roughly 1200 tons of finished machine weight, turbo precompressors are the logical choice for this reason also. If we further consider that by eliminating a 20000 kwh turbo-generator we will save an additional 200 tons of finished machine weight, and that considerable quantities of copper, lead and aluminum for motors, switch gear, cables, etc., otherwise required, are released for other purposes, such as air and gas decomposition, the saving is increased to 1400 tons of finished machine weight (and much more in raw materials).

d). Net Machine Costs.

The foregoing necessarily implies reduced building costs of compressor plants in which turbo compressors are used for initial partial compression. (See also Diag. 4, Fig. 7).

e). Operating Costs.

Savings may also be obtained in this item, even if capital burden and repairs are not considered. If we consider both of these factors, turbo compression is a still better deal.

III. - Results.

The compression of light gas mixtures from 1 to 13 atm is not economical if the direct electric drive is used. However, if the steam turbine is used as direct drive, the lower thermal efficiency of the turbo-compressor, compared to the piston compressor, is fully offset by the elimination of all former electrical losses. The power plant capacity is not increased, rather decreased, therewith; consequently, there is nothing in the way of using turbo-compressors with steam turbine drive.

IV. - Outlook.

On the basis of the foregoing investigation, one may conclude that in many cases turbo compressors could even be used for processes in which CO₂ must be washed out at a pressure of 28 atm even if the power plant capacity would have to be moderately increased.

Example:

Compression of 160000 Nm³/h = 190000 m³/h from 1 atm to 28 atm absolute in the first 3 stages of the 6-stage piston compressor. Isothermal capacity required for 1 m³/min. = 7.4 PS (metric HP).

$N_{is} = (190000/60) \times 7.4 = 23400$ PS (isothermal capacity req'd.)
Isothermal efficiency $E_{is} = 0.69$
Effective capacity req'd. $N_e = 23400/0.69$
 $= 33900$ PSe
 $= 25000$ KW

729 d

Further compression of $110000 \text{ Nm}^3/\text{h} = 121000 \text{ m}^3/\text{h}$ (1-atm-abs.)
from 26.5 to 325 atm abs, in stages 4, to 6 of the 6-stage piston compressors.

Isothermal capacity req'd. for $1 \text{ m}^3/\text{min}$. from
1 atm to 26.5 atm abs. $\approx 7.3 \text{ PS}$
Isothermal capacity req'd. for $1 \text{ m}^3/\text{min}$. from
1 atm to 325 atm abs. $\approx 12.9 \text{ PS}$
 $N_{is} = (121000/60) \times (12.9 - 7.3) = 11300 \text{ PS}$
Isothermal efficiency $E_{is} = 0.65$
Effective capacity req'd. $N_e = 11300/0.65$
 $= 17400 \text{ PS}$
 $= 12800 \text{ KW}$

Required Capacity of the 6-Stage Compressors

Stages 1 to 3 + Stages 4 to 6 = Stages 1 to 6
25000 KW + 12800 KW = 37800 KW

Compression of $100000 \text{ Nm}^3/\text{h} \approx 115000 \text{ m}^3/\text{h}$ (1 atm abs)
from 300 to 725 atm abs. in Booster Compressor.

According to experiments by Dr. Pirzer-Lu, suction capacity =
 $46 \text{ m}^3/\text{h}$ @ 300 atm abs. and 30°C , pV-deviation 1.2.

Therefore, suction capacity, based on 1 atm abs. and 30°C

$V = 46 \times 300/1.2 = 11500 \text{ m}^3/\text{h}$ each booster compressor.
Isothermal capacity req'd. $N_{is} = 363 \text{ KW}$
" efficiency $E_{is} = 0.80$
Effective capacity req'd. $N_e = 455 \text{ KW}$

10 operating machines req'd. 4550 KW.

Required capacity of booster compressors = 4550 KW
Total compressor capacity required = $37800 + 4550 = 42350 \text{ KW}$

Electric Losses:

a). 6-stage compressor: 4.5% generator loss
0.5% cable "
3.5% motor loss (synch. mot.)
8.5% total loss.

Turbine capacity: $25000/0.915 = 27400 \text{ KW}$, stages 1-3
 $12800/0.915 = 14000 \text{ KW}$, stages 4-6
 $= 41400 \text{ KW}$, stages 1-6

b). Booster compressor: 4.5% generator loss
0.5% cable "
8.0% motor " (synch. mot.)
13.0% total loss.

Turbine capacity: $4550/0.87 = 5200 \text{ KW}$ for booster
compressors.

For the total required compressor capacity of 42350 KW,
46600 KW must be furnished by the power plant
turbine which means an electrical loss of 4250 KW.

729 e

In turbo precompression from 1 to 28 atm abs., with the compressor directly connected to the steam turbine, further compression is done in 4-stage piston compressors with synchronous motor drive, because the latter must maintain the COS ϕ (power factor) of the entire circuit.

Required capacity of piston compressors = $12800 \div 4550 = 17350$ KW.
 Electrical losses = 8.5%
 Therefore, turbine capacity = $17350/0.915 = 19000$ KW.

According to the preceding, there still remain for turbo pre-compression $46600 - 19000 = 27600$ KW.

The isothermal capacity, N_{is} = $(190000/60) \times 7.4$
 = 23400 PS
 = 17400 KW.

If, because of the final pressure of 28 atm abs, we assume only an isothermal efficiency $\eta_{is} = 0.59$, we obtain the effective capacity required of the turbo compressor and therewith also the turbine capacity

$$N_e = 17400/0.59 = 29500 \text{ KW,}$$

i.e. the turbine capacity is thereby increased by

$$29500 - 27600 = 1900 \text{ KW.}$$

With a price for power of RM 0.02/kwh, the cost is, therefore, increased by $8000 \times 1900 \times 0.02 = \text{RM. } 305000/\text{ann.}$ However, since about RM. 400000 are saved in the cost of plant, which, at only 10% capital burden still amounts to RM. 400000/ann, turbo precompression is economical even in this case. Here, we have not even considered that the lubricating oil consumption is reduced by half of that otherwise required and that the cost of operating personnel and repairs is less than for piston compressors.

Turbo precompression also saves material in the booster piston compressors, if the elimination of the heavy machinery in the low pressure stages is utilized by increasing the RPM of the piston compressors from 125 to 150. This increase in RPM is permissible without question, because the stages requiring great massive strength are no longer used. Neither does this 20% increase in RPM imply any risk for the plant, because the well known 725 atm booster unit compressors have been running satisfactorily for several years @ 147 RPM.

The demand for economy in construction materials must not remain merely a demand, it must be put into practice.

Experiences with Turbo Compressors
 Leuna Werke, 29 March 1943

Since the end of 1939 Leuna has had a turbo compressor in operation for compressing catalyst gas from 0 to 29 atm. abs. max. (analysis: 29.1 CO₂, 3.0 CO, 49.5 H₂ and 18.4 H₂/ density 0.81). This machine has been working to our entire satisfaction after overcoming initial operating difficulties.

These satisfactory operating experiences have induced us to propose the installation of a similar compressor, but with increased capacity for our hygas compression.

729 J

The turbo compressor delivers about 40000 m³/h @ 15°C and 755 mm Hg, and at the present time, works together with other piston compressors driven by electric motors or gas engines.

The total quantity of gas required for this department is about 200000 m³/h. The turbo compressor takes the base load, so that no regulation is normally required. In a sudden failure of the compressor because of operating disturbances or repairs, 4/5 of production can, therefore, be maintained.

Since the catalyst gas hardly varies in composition and density, no difficulties are experienced by displacement of the pumping limit.

From the above description of our operating conditions, it follows that:

- 1). A turbo compressor for H₂-rich gases should be built for a minimum capacity of 50000 - 60000 m³/h.
- 2). The turbo compressor should operate on the base load, where possible, and work together with piston compressors, so that
 - a). the production is not reduced too much in case of failure, because of its large capacity and
 - b). the minimum required thrupt for CO₂-cleaning or pressure conversion is assured.
- 3). Turbo compressors can be used only in a new plant, in which the composition and density of the gases is fully known, so that the RPM and number of stages can be definitely determined. In turbo compressors with steam turbine drive, only very limited adjustments can later be made without disturbing operations for variations in gas density within the permissible regulation (shifting the pumping limit, RPM and capacity).
- 4). The regulating range of a turbo compressor with steam drive depends upon its pumping limit. According to our experience, the pumping limit is 70% of full load in the most favorable case.

As a rule, much less gas is at first required when a new plant is started, so that the capacity can be reduced only by very uneconomical recycling.

When only 3 machines are in operation, fairly large jumps in capacity occur in the course of further plant expansion by an increase in the total capacity.

With turbo compressors alone, operations are difficult to maintain during operating disturbances in case the required quantity drops below the pumping limit of the last machine. In this case we must recycle and at the same time deliver a quantity of gas difficult to regulate.

- 5). In a sudden failure of a turbo compressor, the reserve compressor can be operated only after about 3 to 4 hours, if the turbine is cold. If the turbine is hot, this time is reduced to 1/2 to 1-hour, i.e. 1/3 of the production drops off for 1 or 3 to 4 hours.

729 g

6). The advantage of a turbo compressor, which delivers gas almost free of oil, may have just the opposite effect, if the gas contains H_2S , CO_2 and traces of O_2 . In this case, considerable corrosion will take place in the coolers and the pipe line bends behind the coolers at sub-dewpoint conditions because the iron lacks the protective oil coating always present in the piston compressor. In Leuna, e.g. considerable corrosion and erosion took place in the end sections of the coolers and in the pipe line bends between the second stage cooler and the third stage suction nipples, which weakened the walls so much that one of the bends broke apart during operations.

To the items of comparative cost and/or iron requirement between piston and turbo compressors in Mr. Wanser's lecture, we wish to remark that:

1). The extent of repairs and the time required to make them is difficult to determine when a turbo compressor is taken out. Continuous uniform operation can, therefore, not be depended on with just one reserve compressor with 3 in operation. Consequently, 2 reserve compressors should properly be provided.

2). The comparison in the building volume and the costs and iron requirements, must be revised, because the lecturer assumed that power production was simply taken out of the power plant and transferred to the compressor building.

Therefore, the additional differences in figures growing out of this regrouping or subdivision into smaller units and possible greater distance between the boiler or power house must be taken into consideration as follows:

- a). possible reduction in the power house building volume,
- b). possible increase in the building volume of the return cooler plant with the pump drives,
- c). possible increase in the building volume for the pipe lines (difference in distance between power or compressor house from the boiler house for steam supply and gas lines), and
- d). increase in the building volume of the condensers (division into smaller units).

We consider it proper that our opinion should be submitted to MOB and the Reichs-Office for Industrial Expansion, in view of the fact that these points have been definitely cleared up in practice.

/fkp

729 L

A. Pressureless Conversion

PRESSURE H₂ PRODUCTION

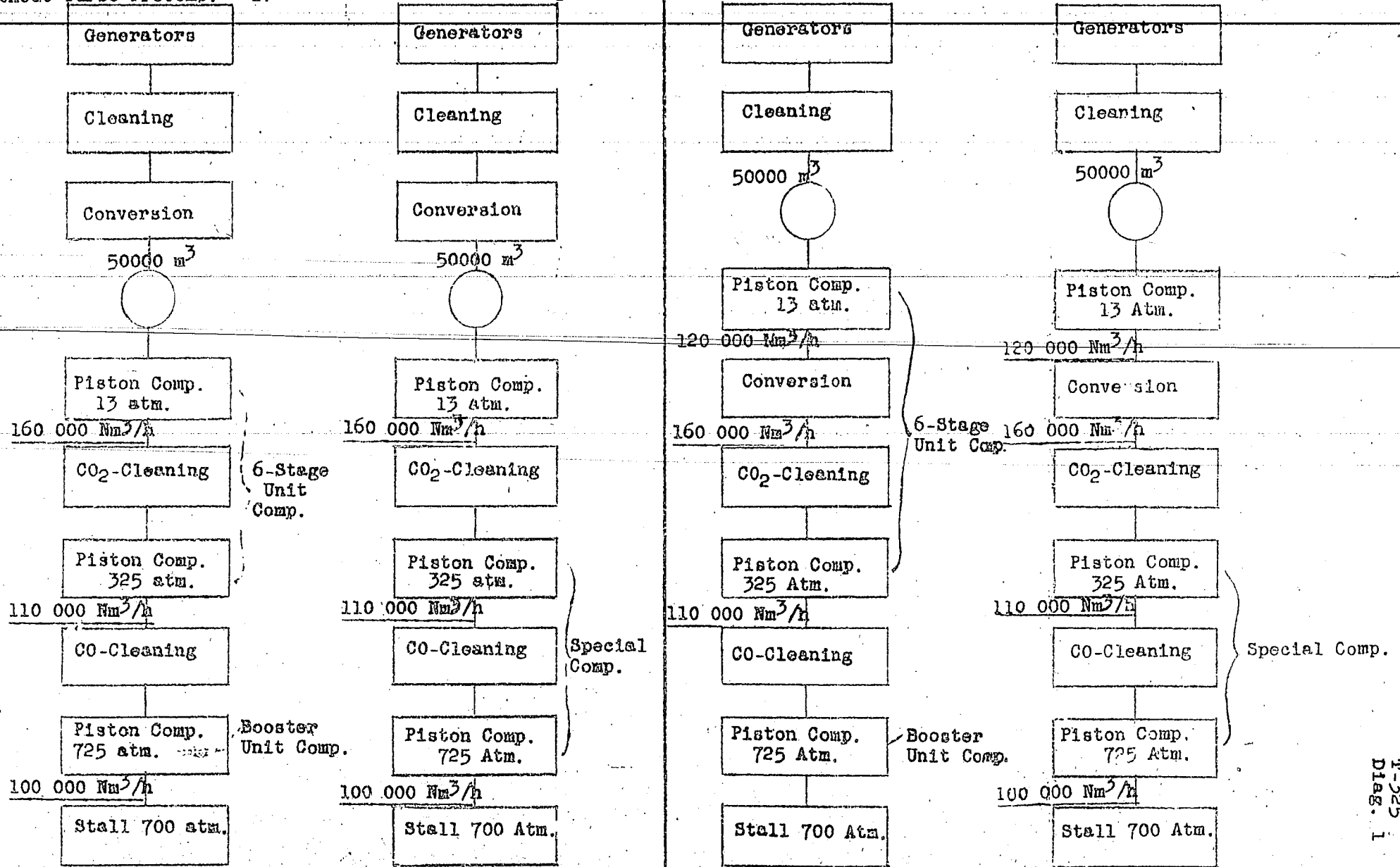
B. Pressure Conversion

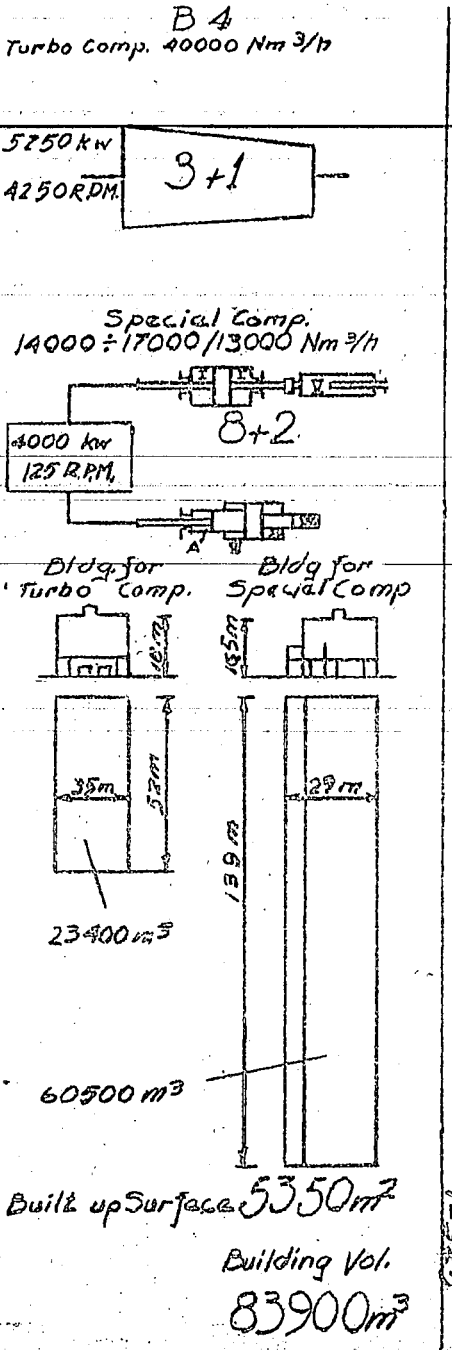
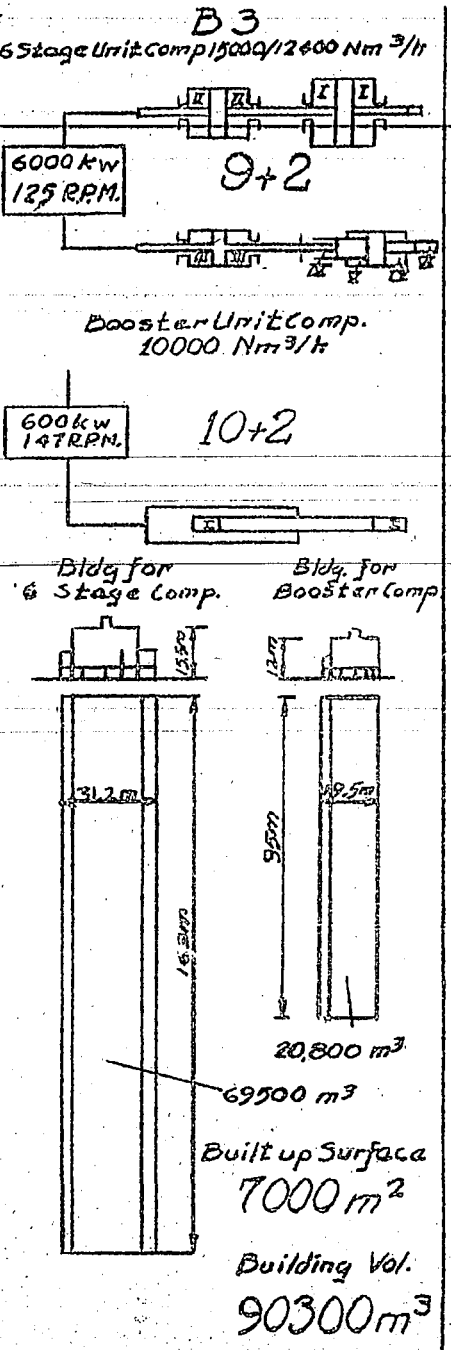
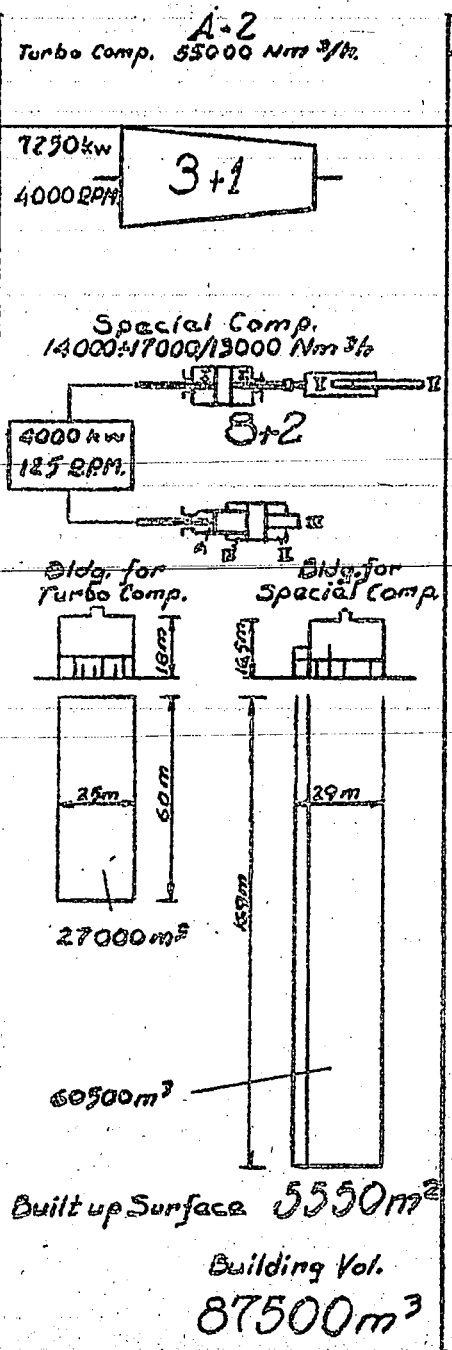
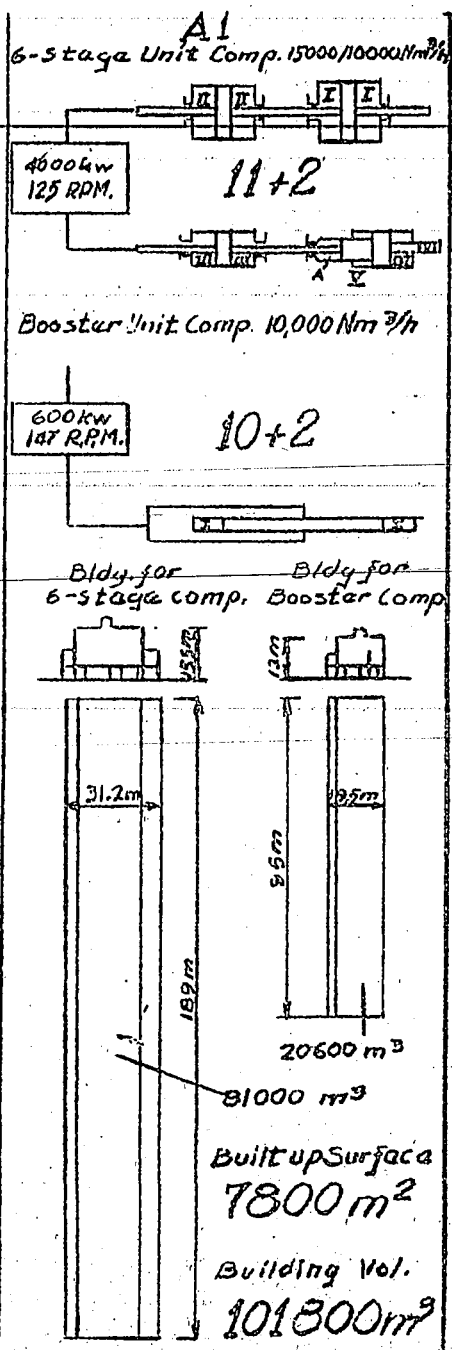
Without Turbo-Precomp. 1.

With Turbo-Precomp. 2.

Without Turbo-Precomp. 3.

With Turbo-Precomp. 4.





Diag. 2.
T-325

POWER DATA: A1	A2	B5	B4
Power Req'd. at the Comp. Shaft. 6-Stage Comp. 36600 kw Booster Comp. 4500 kw <u>41100 kw</u>	a) Turbo-Comp. 21500 kw b) Spec. Comp. 21800 kw <u>43300 kw</u>	a) 6-Stage Comp. 31000 kw b) Booster Comp. 4500 kw <u>35500 kw</u>	a) Turbo-Comp. 15750 kw b) Spec. Comp. 21800 kw <u>37550 kw</u>
Power Plant Capacity Req'd 45170 kw	Power Pl. Capacity 45100 kw	Power Pl. Capacity 39950 kw	Power Pl. Capacity 39950 kw
Cooling Water/h @ 8°C Temperature Rise:	Cooling Water:	Cooling Water:	Cooling Water:
a) 6-Stage Comp. 4x35° 3850 m ³ b) Booster Comp. 4x42 120 m ³ <u>3970 m³</u>	a) Turbo-Comp. 2700 m ³ b) Spec. Comp. 2000 m ³ <u>4700 m³</u>	a) 6-Stage Comp. 9 x 350 = 3150 m ³ b) Booster Comp. 10 x 12 = 120 m ³ <u>3270 m³</u>	a) Turbo-Comp. 3 x 500 = 1500 m ³ b) Spec. Comp. 8 x 250 = 2000 m ³ <u>3500 m³</u>
Lubricating Oil/24 hrs.	Lubricating Oil:	Lub Oil	Lub Oil:
a) 6-Stage Comp. 44x40 440 kg b) Booster Comp. 40x25 450 kg 4) 8% of this oil is recovered in oil regeneration 4) 890 kg Loss: <u>134 kg</u>	a) Turbo-Comp. 18 kg b) Spec. Comp. 400 kg 4) 318 kg Loss: <u>63 kg</u>	a) 6-Stage Comp. 9 x 40 = 360 kg b) Booster Comp. 10 x 25 = 250 kg 4) 610 kg Loss: <u>122 kg</u>	a) Turbo-Comp. 18 kg b) Spec. Comp. 400 kg 4) 618 kg Loss: <u>63 kg</u>
Machine Personnel			
a) 6-Stage Comp. 13 men b) Booster Comp. 7 men <u>20 men</u>	a) Turbo-Comp. 4 men b) Spec. Comp. 11 men 2) <u>15 men</u>	a) 6-Stage Comp. 12 men b) Booster Comp. 7 men <u>19 men</u>	a) Turbo-Comp. 4 men b) Spec. Comp. 11 men 2) <u>15 men</u>
Finished Machine Weights	2) By elim. 1 Turbogenerator 1 machine in saved, 11 men		
a) 6-Stage Comp. 13 x 205 = 2665 t b) Motors 13 x 69 = 897 t } 3562 t c) Booster Comp. 12 x 38 = 456 t d) Motors 12 x 24 = 288 t } 708 t <u>3270 t</u>	a) Turbo-Comp. 4 x 100 = 400 t b) Turbines 4 x 50 = 200 t } 600 t c) Spec. Comp. 10 x 488 = 4880 t d) Motors 10 x 69 = 690 t } 2570 t 3) By elim. 1 Turbogenerator this weight red. by 2000 t } <u>3000 t</u>	a) 6-Stage Comp. 11 x 248 = 2728 t b) Motors 11 x 69 = 759 t } 3487 t c) Booster Comp. 12 x 38 = 456 t d) Motors 12 x 21 = 252 t } 708 t <u>3865 t</u>	a) Turbo-Comp. 4 x 90 = 360 t b) Turbines 4 x 25 = 100 t } 460 t c) Spec. Comp. 10 x 488 = 4880 t d) Motors 10 x 69 = 690 t } 2570 t <u>3030 t</u>
Net Machine Costs			
a) 6-Stage Comp. 13 x 358 000 = 4654 000 b) Motors 13 x 117 000 = 1521 000 c) Booster Comp. 12 x 83 000 = 996 000 d) Motors 12 x 39 000 = 468 000 <u>RM 7 639 000</u>	a) Turbo-Comp. 4 x 310 000 = 1 240 000 b) Turbines 4 x 140 000 = 560 000 c) Spec. Comp. 10 x 336 000 = 3 360 000 d) Motors 10 x 117 000 = 1 170 000 4) By elim. 1 Turco- Generator this val. is red by RM 725 000 <u>RM 6 530 000</u>	a) 6-Stage Comp. 11 x 358 000 = 3 938 000 b) Motors 11 x 117 000 = 1 287 000 c) Booster Comp. 12 x 83 000 = 996 000 d) Motors 12 x 39 000 = 468 000 <u>RM 6667 000</u>	a) Turbo-Comp. 4 x 450 000 = 1 800 000 b) Turbines 4 x 115 000 = 460 000 c) Spec. Comp. 10 x 336 000 = 3 360 000 d) Motors 10 x 117 000 = 1 170 000 4) RM 6 790 000
Operating Costs			
Without Capital Burden & Repairs			
Current 45 170 kw . 2 Pf = 90 340 Pf Water 3 970 m ³ . 2 Pf = 7 840 Pf Oil Loss 5.6 kg . 150 Pf = 840 Pf Oil Regen. 31.4 kg . 10 Pf = 314 Pf Personnel 22 men . 150 Pf = 3 300 Pf <u>102 634 Pf</u> <u>RM 1026.34/h</u>	Current 45 100 kw . 2 Pf = 90 200 Pf Water 4 700 m ³ . 2 Pf = 9 400 Pf Oil Loss 2.6 kg . 150 Pf = 390 Pf Oil Regen. 14.8 kg . 10 Pf = 148 Pf Personnel 14 men . 150 Pf = 2 100 Pf <u>102 238 Pf</u> <u>RM 1022.38/h</u>	Current 39 950 kw . 2 Pf = 79 900 Pf Water 3 270 m ³ . 2 Pf = 6 540 Pf Oil Loss 5.1 kg . 150 Pf = 765 Pf Oil Regen. 28.7 kg . 10 Pf = 287 Pf Personnel 19 men . 150 Pf = 2 850 Pf <u>90 342 Pf</u> <u>RM 903.42/h</u>	Current 39 550 kw . 2 Pf = 79 100 Pf Water 3 500 m ³ . 2 Pf = 7 000 Pf Oil Loss 2.6 kg . 150 Pf = 390 Pf Oil Regen. 14.8 kg . 10 Pf = 148 Pf Personnel 14 men . 150 Pf = 2 100 Pf <u>88 738 Pf</u> <u>RM 887.38/h</u>

729k

GENERATOR & COMP. CAPACITY

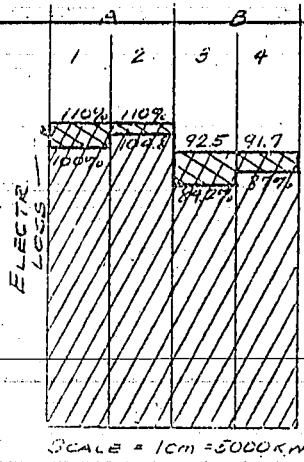


FIG. 1

COOLING WATER REQ'D / HOUR.

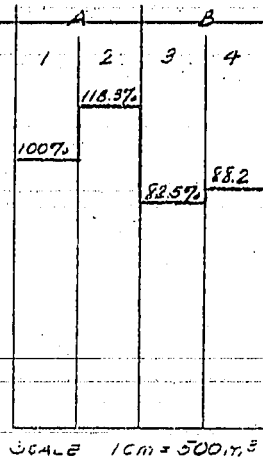


FIG. 2

NET MACHINE WEIGHTS

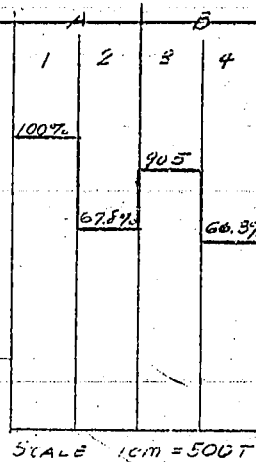


FIG. 5

BUILDING VOLUMMS

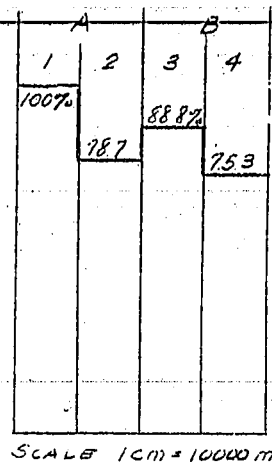


FIG. 6

LUB. OIL REQUIRED AND LOSS / HOUR

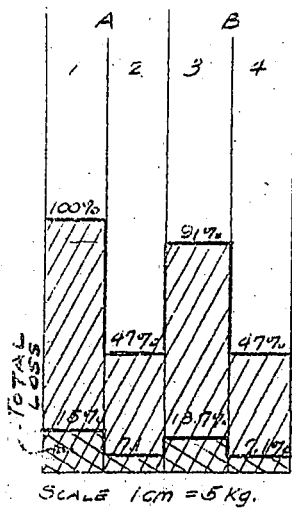


FIG. 3

MACHINE PERSONNEL PER HOUR

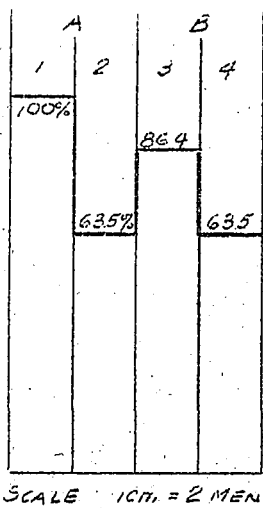


FIG. 4

NET MACHINE COSTS

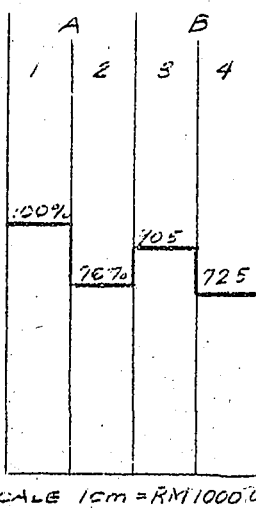


FIG. 7

OPERATING COSTS / HR. WITHOUT CAPITAL BURDEN AND REPAIRS

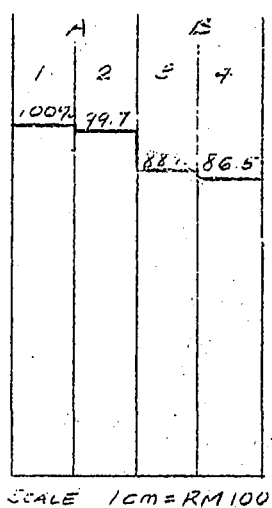
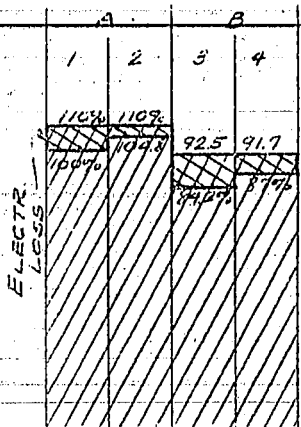


FIG. 8

729

T-325 DIAGRAM 4

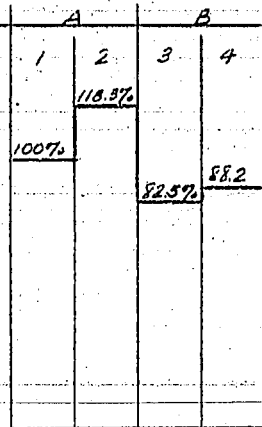
GENERATOR & COMP. CAPACITY



SCALE = 1cm = 5000KW

FIG. 1

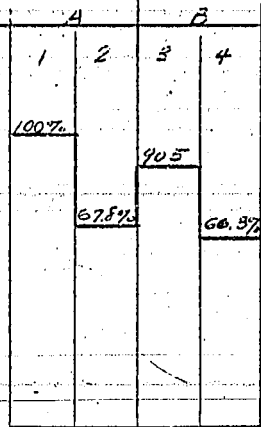
COOLING WATER REQ'D / HOUR



SCALE 1cm = 500m³

FIG. 2

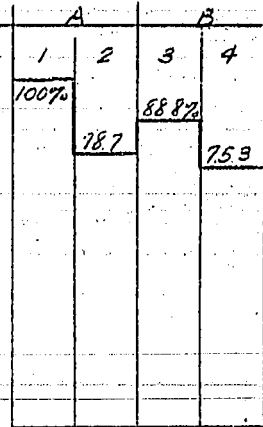
NET MACHINE WEIGHTS



SCALE 1cm = 500T

FIG. 5

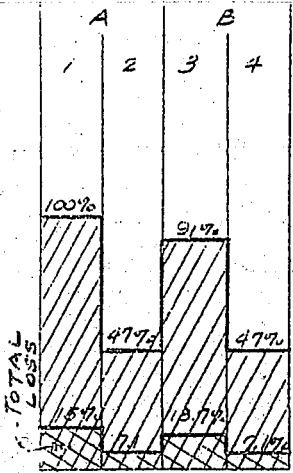
BUILDING VOLUMES



SCALE 1cm = 10000 m³

FIG. 6

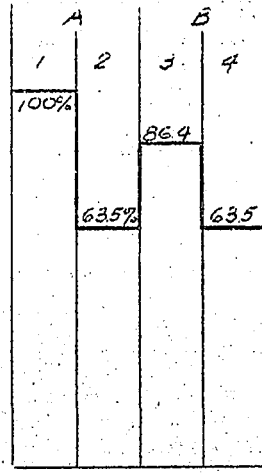
LUB. OIL REQUIRED AND LOSS / HOUR



SCALE 1cm = 5kg.

FIG. 3

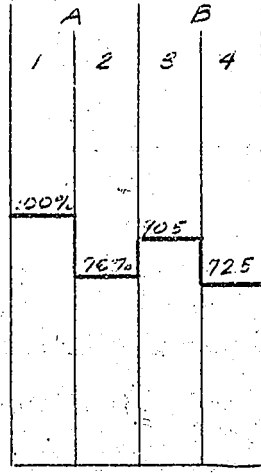
MACHINE PERSONNEL PER HOUR



SCALE 1cm = 2 MEN

FIG. 4

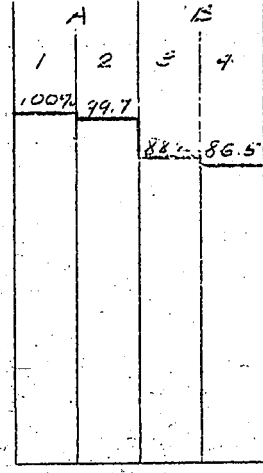
NET MACHINE COSTS



SCALE 1cm = RM 1000 000-

FIG. 7

OPERATING COSTS / HR. WITHOUT CAPITAL BURDEN AND REPAIRS



SCALE 1cm = RM 100

FIG. 8

I-325 DIAGRAM 4

Betr. Rückstoß infolge Bruch einer Hochdruckleitung.

Die Kraft, die auf einen Behälter wirkt, aus dem Gas ausströmt, ist nach Hütt. Bd. 1 S. 398

$$\textcircled{1} - K = \rho \cdot v^2 \cdot F \quad [\text{kg}]$$

$$D \textcircled{2} = \text{spez. Masse} \left(\frac{\text{kg Sek}}{\text{m}^3} \right)$$

$$v \textcircled{3} = \text{Geschw.} \left[\frac{\text{m}}{\text{Sek}} \right]$$

$$F = \text{Querschnitt des Strahles} \quad [\text{m}^2]$$

Im Endquerschnitt der Öffnung ist der Druck des Gases p_g , wobei

$$\textcircled{2} - \frac{p_g}{p_1} = \left[\frac{2}{m+1} \right]^{\frac{m}{m-1}} \quad \text{ist.}$$

m ist der Ausflußexponent; angenähert

$$m \approx \kappa = \frac{k(\text{doppa})}{\alpha} = 1,4 \quad (\text{bei reibungslosem Ausfluß})$$

Kann die Reibung nicht vernachlässigt werden, so ist m etwas kleiner als 1,4.

Die Temperatur des Gases im Endquerschnitt ist (adiabatische Expansion vorausgesetzt) gegeben durch

$$\textcircled{3} - \frac{T_1}{T_g} = \left[\frac{p_1}{p_g} \right]^{\frac{m-1}{\alpha}}$$

Die Dichtung ρ_g des ausströmenden Gases im Endquerschnitt der Öffnung ist dann

$$\textcircled{4} - D \textcircled{2} = \frac{\frac{S_n}{S_m} \cdot \rho_s \cdot T_m}{\frac{R}{C} \cdot T_s \cdot \textcircled{3}} \quad \left[\frac{\text{kg sec}}{\text{m}^3} \right]$$

274856

Kauts, p. 3-77

Hierin ist p_s der kritische Druck in kg/cm^2 ; κ = Kompressibilitätszahl.

Ferner ist nach Hütte I S. 553 die Austrittsgeschwindigkeit

$$(5) - w_s = \sqrt{2g \frac{\kappa}{\kappa-1} \cdot p_1 v_1 \frac{m-1}{m+1}}$$

oder bei reibungslosem Austritt

$$(5a) - w_s = \sqrt{2g \frac{\kappa}{\kappa+1} \cdot p_1 v_1}$$

Hierin ist p_1 der Ofendruck in kg/m^2

v_1 das spez. Volumen des Gases im Ofen m^3/kg .

Durch Einsetzen von (5) und (4) in (1) erhält man

$$(6) - \frac{K}{F} = \frac{s_m \cdot p_s \cdot T_m}{\kappa \cdot T_s \cdot g} \cdot \sqrt{2g \frac{\kappa}{\kappa+1} \cdot p_1 \cdot v_1}$$

Wir setzen ein

$$\kappa = 1,4$$

$$p_1 = p_1 \cdot 10^4$$

$$v_1 = \frac{\kappa T_1}{s_m p_1 T_m}$$

und bekommen

$$\frac{K}{F} = \frac{2 \cdot 1,4}{2,4} \cdot p_s \cdot \frac{T_1}{T_s} \cdot 10^4$$

Oder mit

$$\frac{T_1}{T_2} = \left[\frac{p_1}{p_2} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} = \left[\frac{p_1}{p_2} \right]^{\frac{0,4}{1,4}}$$

und mit

$$p_2 = p_1 \left[\frac{2}{m+1} \right]^{\frac{m}{m-1}} = p_1 \left[\frac{2}{2,4} \right]^{\frac{1,4}{0,4}} = 0,525 p_1$$

Damit wird

$$\frac{T_1}{T_2} = \left(\frac{1}{0,525} \right)^{\frac{0,4}{1,4}} = 1,9 = 1,2$$

und

$$\frac{K}{F} = \frac{2 \cdot 1,4}{2,4} \cdot 0,525 \cdot 1,2 \cdot 10^4 p_1 =$$

$$\frac{K}{F} = 0,735 \cdot 10^4 p_1 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2} \right] \quad p_1 [\text{atm}]$$

Berücksichtigt man die Reibung, so wird

$$\kappa < 1,4$$

Setzen wir $m = 1,3$, so wird

$$\frac{p_2}{p_1} = \left(\frac{2}{2,3} \right)^{\frac{1,3}{0,3}} = 0,87 = 0,55$$

$$\frac{T_1}{T_2} = \left(\frac{1}{0,55} \right)^{\frac{0,4}{1,4}} = 1,188$$

$$\eta_s^2 = \frac{2 \cdot 1,4 \cdot 0,3}{0,4 \cdot 2,3} \cdot p_1 v_1 = \frac{2 \cdot 1,4 \cdot 0,3}{0,4 \cdot 2,3} \cdot p_1 v_1$$

$$\frac{K}{F} = \frac{2 \cdot 1,4 \cdot 0,3}{0,4 \cdot 2,3} \cdot 10^4 \cdot \frac{T_1}{T_2} \cdot p_2 = \frac{2 \cdot 1,4 \cdot 0,3}{0,4 \cdot 2,3} \cdot 10^4 \cdot 1,188 \cdot 0,55 p_1$$

$$\frac{K}{F} = 0,596 \cdot 10^4 \cdot p_1 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2} \right]$$

HM

RECOIL OF HIGH PRESSURE LINE DUE TO A BREAK

Ludwigshafen, May 20, 1943

The force acting on a container from which gas escapes is given in Hütte, Vol. I, page 398: (See also Perry, Chem. Eng. Hdbk., 2nd Ed., pg. 846-47, or Kent, Power, 3-77/78).

$$(1) \quad K = DV^2F \text{ (kg)}$$

$D = \text{Spec. Mass (kg.sec./m}^4\text{)}$
 $V = \text{Velocity (m/sec.)}$
 $F = \text{Cross-Section of Stream (m}^2\text{)}$

In the end(throat) cross-section of the opening, the pressure of the gas is p_s , where

$$(2) \quad p_s/p_1 = (2/m + 1)^{m/m-1}$$

m is the discharge (or expansion) exponent (Ausfluss Exponent), approximately $m \approx k$ (kappa) = 1.4 (with frictionless discharge). If the friction cannot be neglected, m is somewhat less than 1.4.

The temperature of the discharging gas in the end cross-section, assuming adiabatic expansion, is given by

$$(3) \quad T_1/T_s = (p_1/p_s)^{k-1/k}$$

The density of the discharging gas in the end cross-section of the opening then is

$$(4) \quad D = \frac{S_n \times p_s \times T_n}{C \times T_s \times g} \left(\frac{\text{kg.sec}}{\text{m}^4} \right)$$

where p_s is the critical pressure in kg/cm^2 and C is the compressibility factor.

Furthermore, according to Hütte, Vol. I, page 553, the discharge velocity

$$(5) \quad v_s = \sqrt{2g \frac{k}{k-1} \times p_1 v_1 \times \frac{m-1}{m+1}}$$

or with frictionless discharge

$$(5a) \quad V_s = \sqrt{2g \frac{k}{k+1} \pi P_1 v_1}$$

where P_1 is the converter pressure in kg/m^2 and v_1 is the spec. vol. of the gas in the converter (m^3/kg).

Inserting above values for D and V in (1), we get

$$(6) \quad \frac{K}{F} = \frac{s_n \times p_s \times T_n}{C \times T_s \times g} \times 2g \frac{k}{k+1} \times P_1 v_1$$

By substituting

$$\begin{aligned} \gamma &= 1.4 \\ P_1 &= p_1 \times 10^4 \\ v_1 &= \frac{C T_1}{s_n p_1 T_1} \end{aligned}$$

we get

$$(6a) \quad \frac{K}{F} = \frac{2 \times 1.4}{2.4} \times p_s \times \frac{T_1}{T_s} \times 10^4$$

or with

$$\frac{T_1}{T_s} = \left(\frac{p_1}{p_s}\right)^{\frac{k-1}{k}} = \left(\frac{p_1}{p_s}\right)^{\frac{0.4}{1.4}}$$

and with

$$p_s = p_1 \left(\frac{2}{m+1}\right)^{\frac{m}{m-1}} = p_1 \left(\frac{2}{2.4}\right)^{\frac{1.4}{0.4}} = 0.525 p_1$$

from this

$$\frac{T_1}{T_s} = \left(\frac{1}{0.525}\right)^{\frac{0.4}{1.4}} = 1.9 \times 0.286 = 1.2, \text{ and}$$

$$(6b) \quad \frac{K}{F} = \frac{2 \times 1.4}{2.4} \times 0.525 \times 1.2 \times 10^4 \times p_1, \text{ or}$$

$$(6c) \quad \frac{K}{F} = 0.735 \times 10^4 \times p_1 \text{ (kg/m}^2) \quad p_1 \text{ (atm)}$$

T=304

If we consider the friction, $m < 1.4$, assuming $m = 1.3$,
then

$$\frac{p_s}{p_1} = \left(\frac{2}{2.3}\right)^{\frac{1.3}{0.3}} = 0.87^{4.33} = 0.55$$

$$\frac{T_1}{T_s} = \left(\frac{1}{0.55}\right)^{\frac{0.4}{1.4}} = 1.188$$

$$v_s^2 = 2g \times \frac{1.4}{0.4} \times \frac{0.3}{2.3} \times p_1 v_1 = \frac{2 \pi 1.4 \times 0.3}{0.4 \times 2.3} \times g p_1 v_1$$

$$\frac{K}{F} = \frac{2 \times 1.4 \times 0.3}{0.4 \times 2.3} \times 10^4 \times \frac{T_1}{T_s} p_s = \frac{2 \times 1.4 \times 0.3}{0.4 \times 2.3} \times 10^4 \times 1.188 \times 0.55 p_1$$

$$\frac{K}{F} = 0.596 \times 10^4 \times p_1 \quad (\text{kg/m}^2)$$

732c

Hochdruckversuche

T-230

Mech-4

Azienda Nazionale Idrogenazione
Combustibili
A.N.I.C

M a i l a n d

Via Principe Umberto Nr. 20.

Prot. Nr. 87207 24.12.40
P/de

HOCHDRUCKVERSUCHE
P/Lu 558

27. Jan. 1941
WJ/Pr.

Innenisolierung von
Hochdrucköfen.

Zu Ihrem Schreiben vom 24.12.1940 teilen wir Ihnen mit,
dass wir für die Innenisolierung von Hochdrucköfen bisher zwei
verschiedene Ausführungsformen hatten, nämlich

1. das Stampfverfahren, bei dem wenig Zement, wenig Wasser
und viel Asbest angewandt wurde und
2. das Giessverfahren, bei dem viel Zement, viel Wasser
und wenig Asbest zur Anwendung gelangten.

Wir bevorzugten hierbei das Stampfverfahren für die
Isolierung von Gasphaseöfen und das billigere Giessverfahren
für die Sumpphaseöfen. Der Grund hierfür bestand darin, dass
beim Stampfverfahren im allgemeinen etwaige Lunkerstellen und
Löcher innerhalb der Isolierung leichter vermieden werden können.
Da nun bei den Sumpphaseöfen die Möglichkeit besteht, dass et-
waige Löcher durch Produkt verkittet werden, hat sich das Giess-
verfahren für die Isolierung der weniger empfindlichen Sumpf-
phaseöfen zuerst durchgesetzt. Später haben wir dann auch Gas-
phaseöfen nach dem Giessverfahren isoliert, ohne irgendwelche
Nachteile zu bemerken.

- 2 -

733

W. J. Pr.

Druckversuche

Schreiben an Anic

P/Lu 558 27.1. II

Im Hinblick auf gegenwärtige Schwierigkeiten in der Beschaffung eines geeigneten Asbestes haben wir neuerdings die Zement-Asbest-Isolierung verlassen und verwenden nach eingehenden Betriebsversuchen eine Innenisolierung aus aufgemauerten Isoliersteinen. Wir haben dabei gefunden, dass ein Leichtschatottestein der Firma Annawerk, Schamotte- und Tonwarenfabrik A.G., vorm J.R. Geith, Oeslau bei Koburg, besonders geeignet ist. Dieser Stein hat die Markenbezeichnung L O,9/26/2.

Wir übersenden Ihnen in Anlage die Zeichnungen, aus denen der Aufbau der Isolierung zu erkennen ist. Die Zeichnung N 9135-2 stellt eine Isolierung für Gasphaseöfen und die Zeichnung N 9232-2 und N 3777-4 Isolierungen für Sumpphaseöfen dar. Als Mörtel wird hierbei Tonerdezement und Schamottegrus im Verhältnis 1 : 2 verwendet. Die Wärmeleitfähigkeit dieses Steines wurde im Laboratorium bei 325 atü Wasserstoff zu etwa 0,675 kcal/h,m,⁰C bestimmt.

In Ihrem oben genannten Schreiben erwähnen Sie Versuche mit einer Isolierung aus alauhaltigem Zement mit Diatomit und Schlackenwolle. Wir würden es sehr begrüßen, wenn Sie uns die Ergebnisse über diese Versuche mitteilen würden.

Hochachtungsvoll!

I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Prof. Pflaß

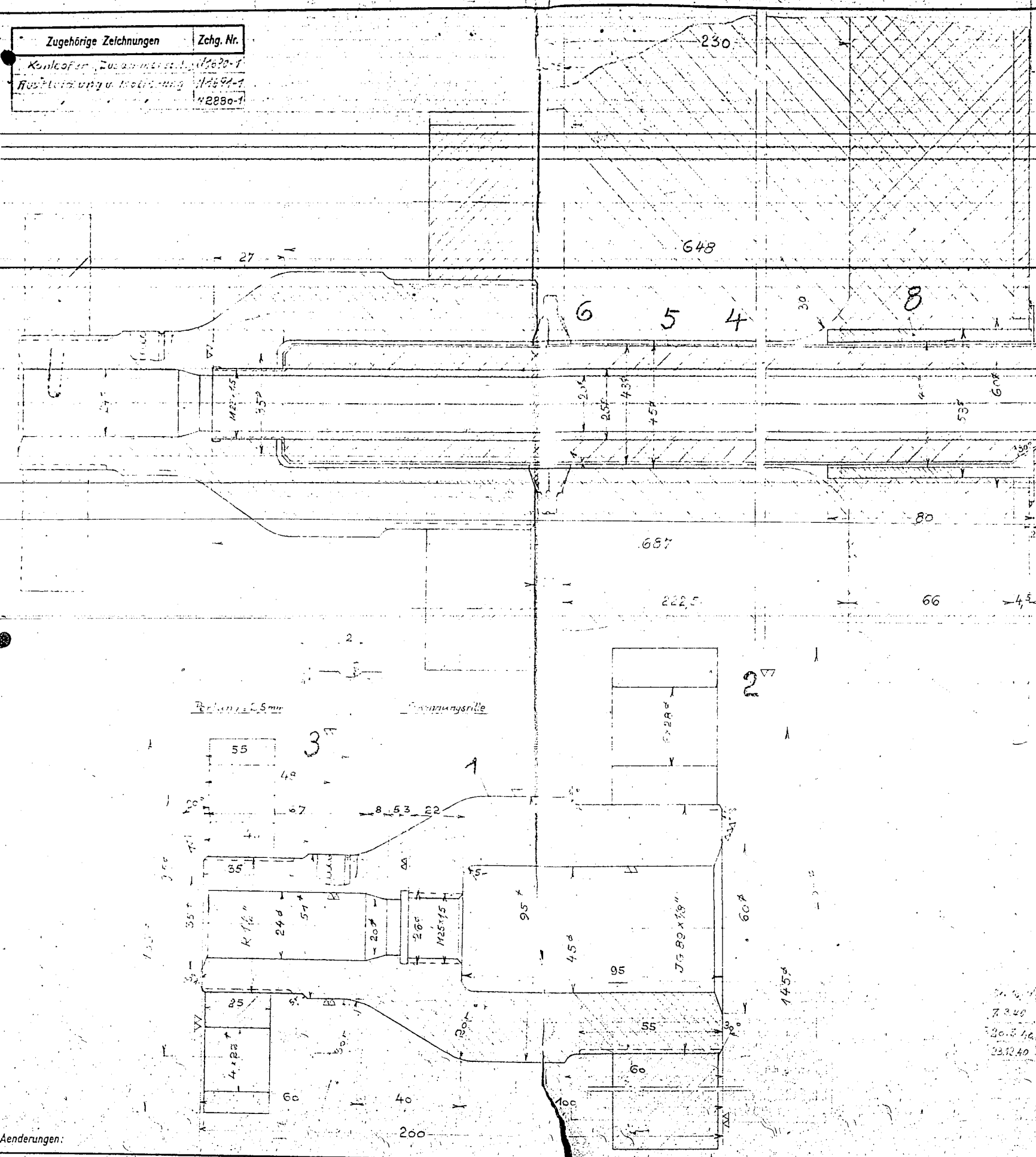
M. M. Pflaß

Anlagen

734

Zugehörige Zeichnungen	Zchg. Nr.
Konkret-Zusammenstellung	1/2880-1
Festlegung u. Anordnung	1/2880-2
	1/2880-3

Stückzahl	Benennung	Teil	Werkstoff	Lager Nr. Modell Nr.	Gr-wicht	Bemerkung
1	Übergangsstück K 4524	1	NB			
2	Gewindelanloch JG 80	2	K5	1285.542		
3	Gewindelanloch R 112	3	K5	1285.546		
4	Rohr 25 x 25 x 687,9	4	FRAS			
5	Iskerpatrone	5	FRAS			
6	Patrolinse	6	NB	1169.12		
7	Einwanderung	7	RMB			
8	Einwanderung	8	RMB			



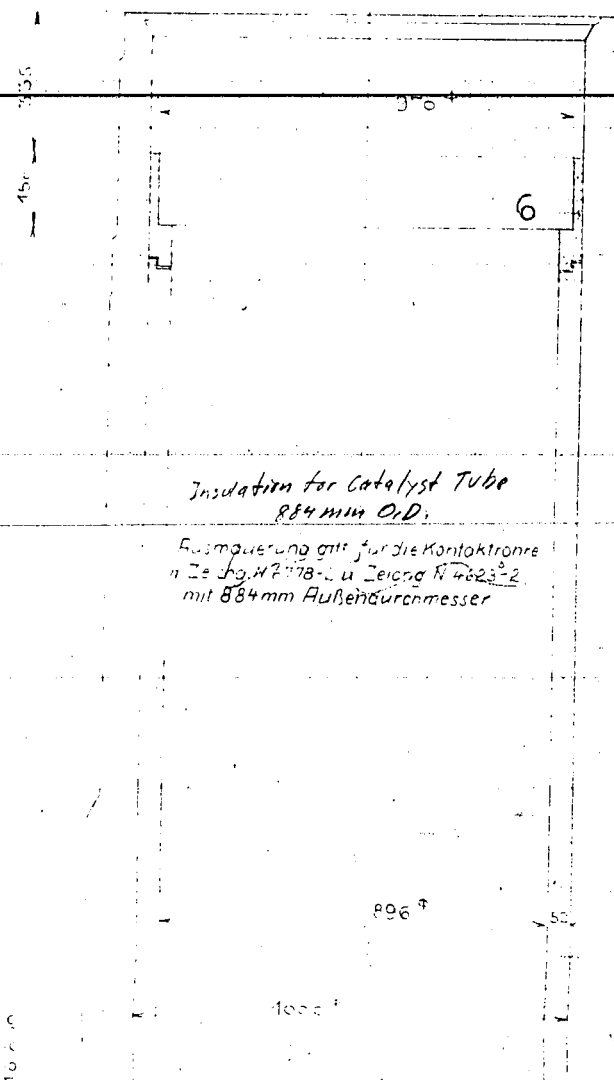
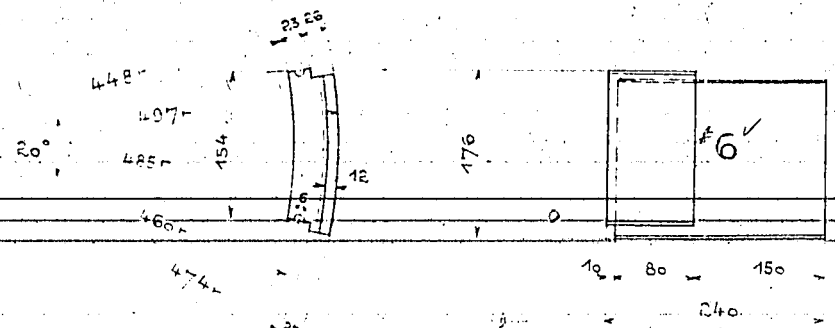
anlassen
F
A

7.340 Panzer
20.340 Eis-nj
22.1240 Panzer

Bestell Nr.	Bau Nr.	Bestellung	Besteller	Jahr
Paßsystem	Betriebsdruck	atü	Probedruck	atü
Einheitsbohrung				
gezeichnet	7-27			
geprüft	LIQUID PASTE 115121, 311			
normgepr.				
Maßstäbe:	I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft Ludwigshafen am Rhein		N 3777-4	
Alle Rechte aus dem Urheberrechtsgesetz vom 19. 6. 1901 stehen uns zu. Die Erfindung ist nach Gebrauchsart zurückzugeben. Sie darf weder vervielfältigt, zu Zwecken des Wettbewerbs verwendet, oder an dritte Personen mitgeteilt werden. (Gesetz vom 7. 6. 1909 § 18). Siehe auch DIN 34				Ersatz für Ersetzt durch

Änderungen:

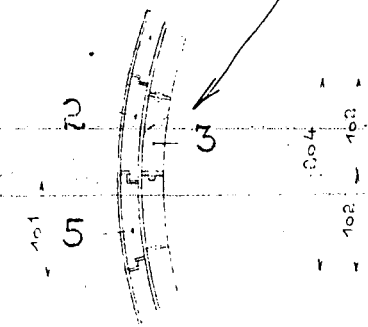
Zugehörige Zeichnungen	Zchg. Nr.
Gfenmantel	II 4503 ¹ -4



Insulation for Catalyst Tube
884 mm O.D.
Ausmauerung gilt für die Kontaktronne
in Zeich. N 4778-1 u. Zeich. N 4623-2
mit 884 mm Außendurchmesser

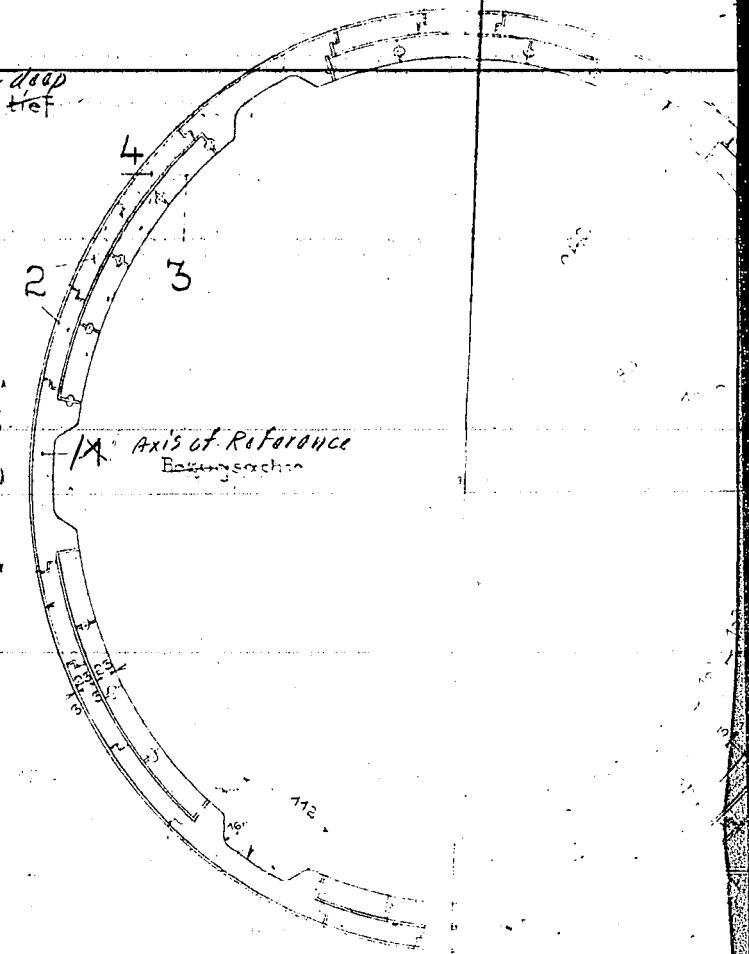
Pocket ✓ deep
Tasche II 12480 tief

Insulation beyond the pocket.
Ausmauerung in Vert.
Lagerung der Tasche



Pocket ✓ deep
Tasche I 14780 tief

Pocket ✓ deep
Tasche III 9090 tief

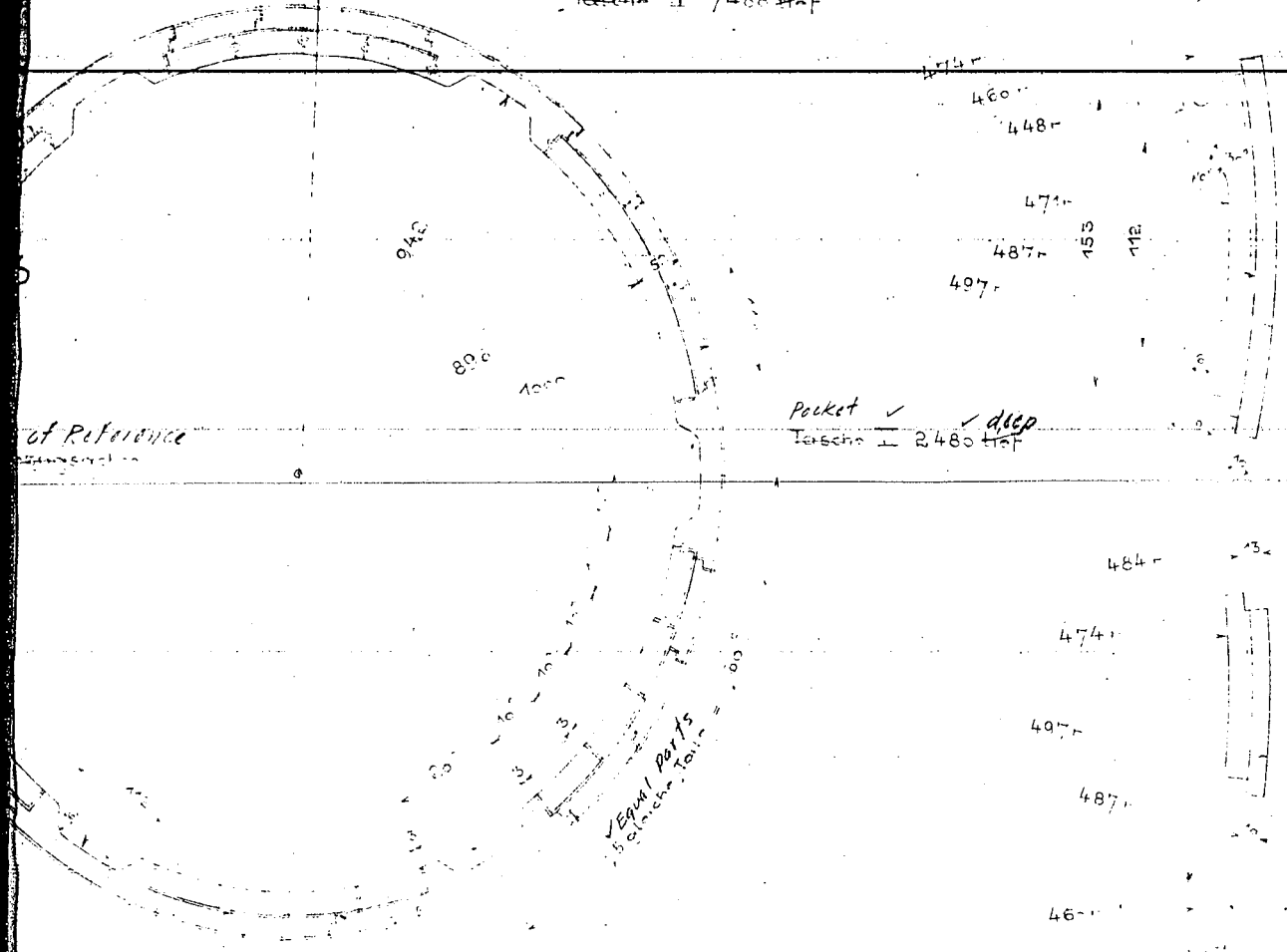


3
Bundelmittel.
Tonerdement, Rolé, Stahl...

Pocket
Tasche

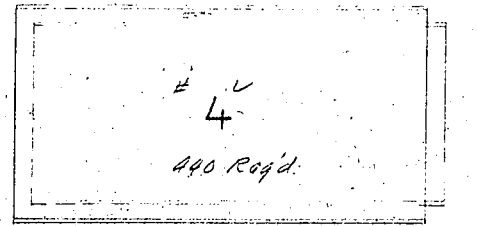
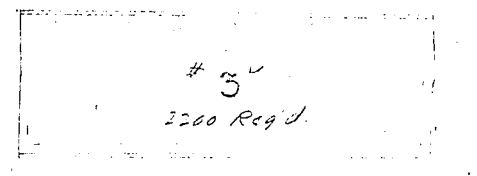
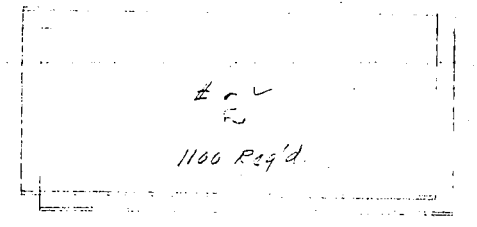
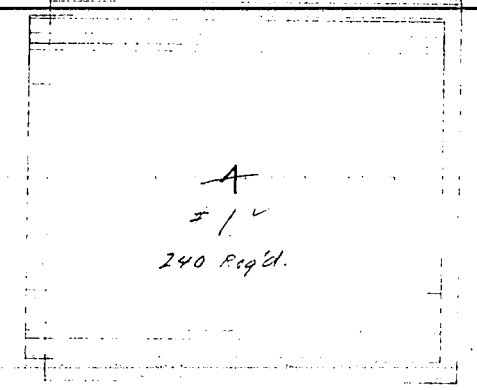
Stückzahl	Benennung	Teil	Werkstoff	Lager Nr. / Modell Nr.	Gr. wicht	Bemerkung
1	24c Stimm	1				
1	1100	2		Schem Leichtbeton		
1	2200	3		L 09/26/10		
1	440	4				
1	220	5				
1		6	Cement			

Pocket ✓ deep
Tasche II 7480 tief



Pocket ✓ deep
Tasche I 2480 tief

Pocket ✓ deep
Tasche I 4950 tief



Bindevittel:
Bundzement, Bundschiffel
und Schamottesatz gemahlene
Schamotte R0 + R3 Korngröße 15mm

Ausmauerung gilt für die Kontaktrohre
n. Zeichg. N 6178-2 u. Zeichg. N 423-2
mit 884mm Außendurchmesser

101 5

Pocket ✓ deep
Fräse I 14780 $\frac{1}{2}$ F

Pocket ✓ deep
Fräse III 9990 $\frac{1}{2}$ F

18000

896 ϕ

1000 ϕ

1680

30 ϕ

885

284

3

Einbauelement
Tonerdarmant, Rolz...
und Schamotte...
Schamotte Ro-Ro) ko... 15...
Mischungsverhältnis
Zement: Zuschlag...
Vorgefert.
Stein von dem Verin...
gut wärmen.

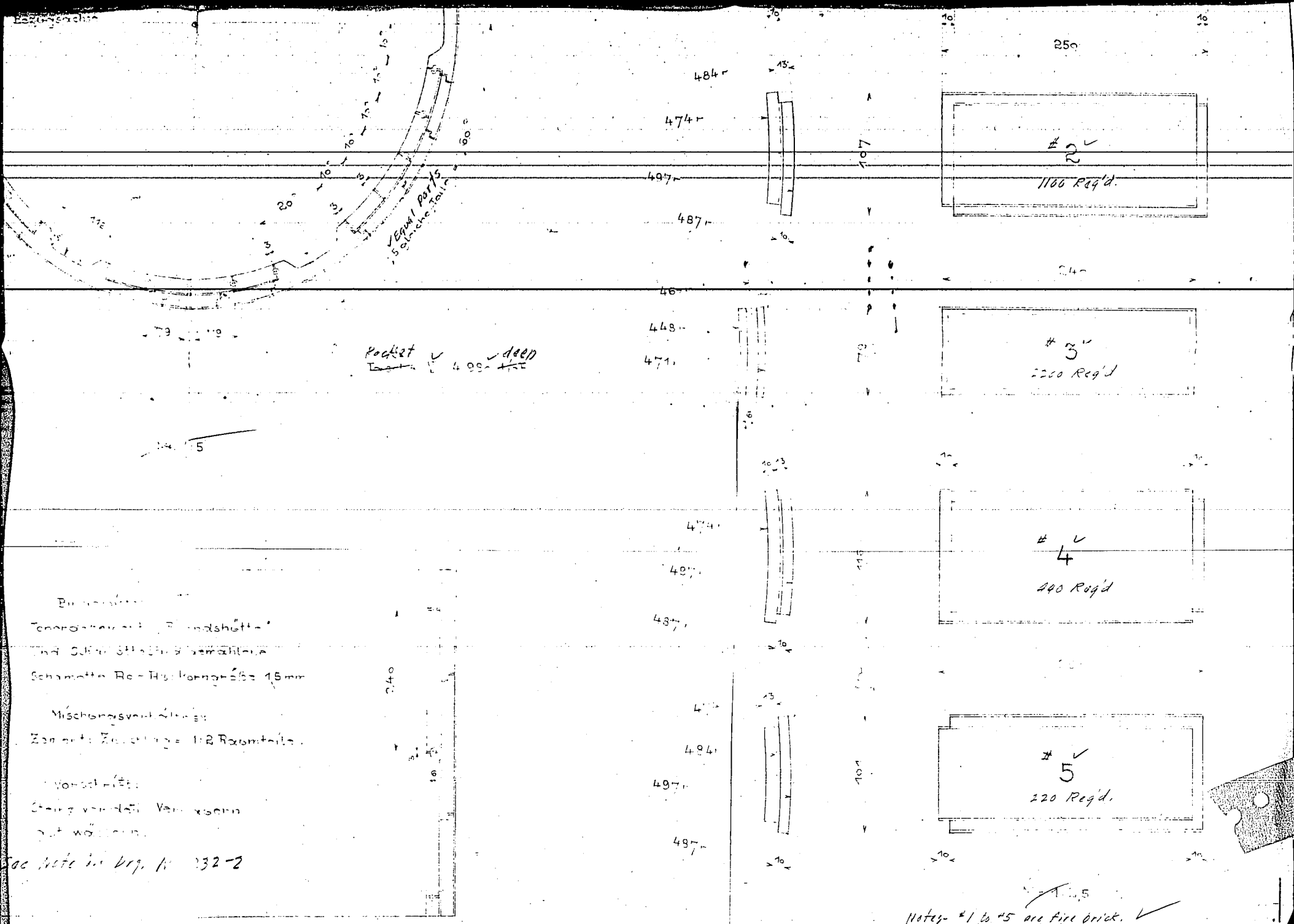
Siehe Note zu Drp. N. 92

33
3 3

M = 1:40

288

Aenderungen



Temperaturerhalt. Endschütte
 mit 5000l Stahlbehälter
 Schamotte Re-His-Korngröße 15mm
 Mischungsverhältnis:
 Zement: Zerkleinerter Re-Raumteil
 Vorarbeiten:
 Gang von den Ventilen
 aufwärts.

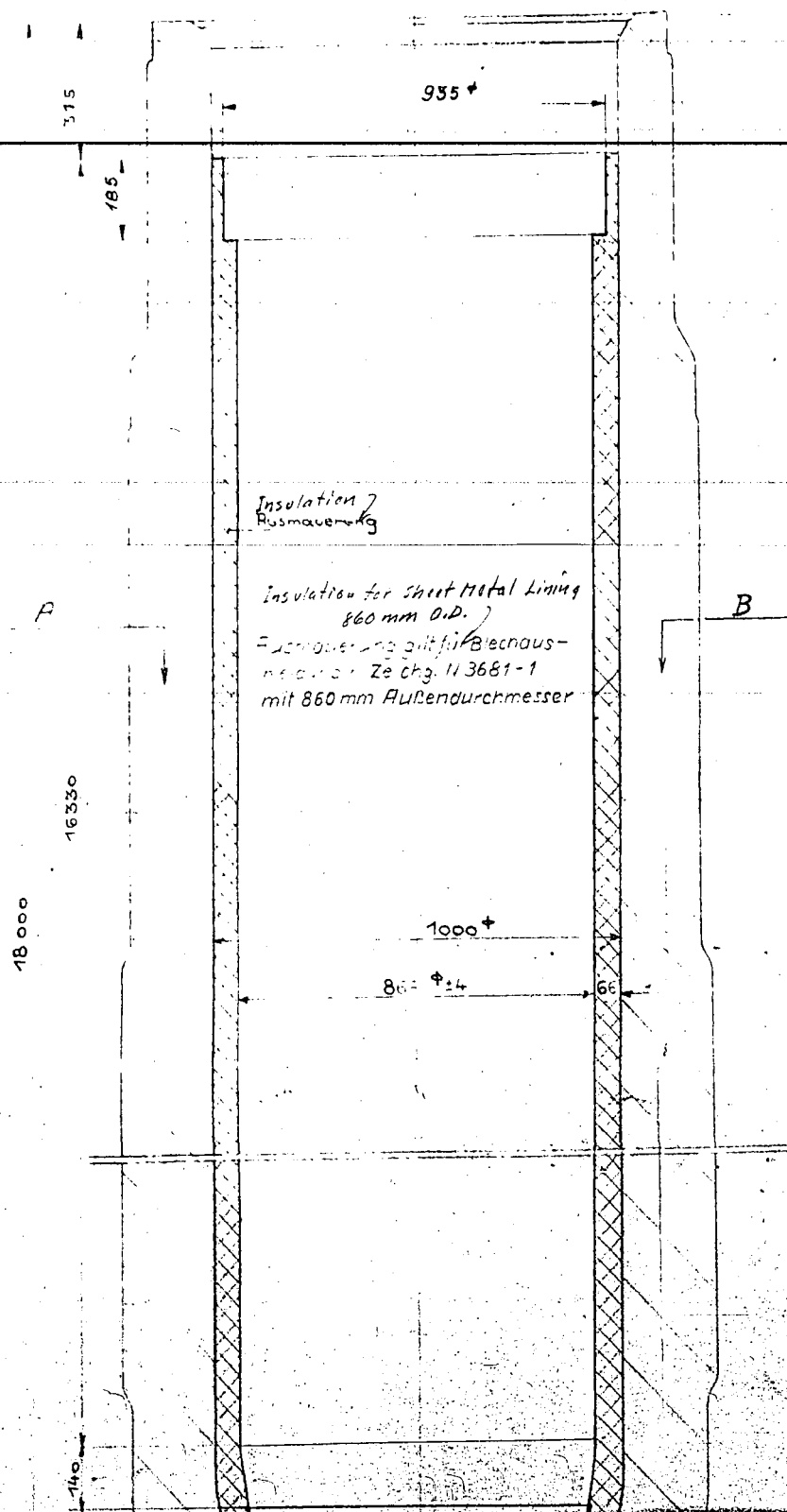
See Note in Proj. N. 9132-2

Notes: #1 to #5 are fire brick. ✓
 #6 is asbestos cement.

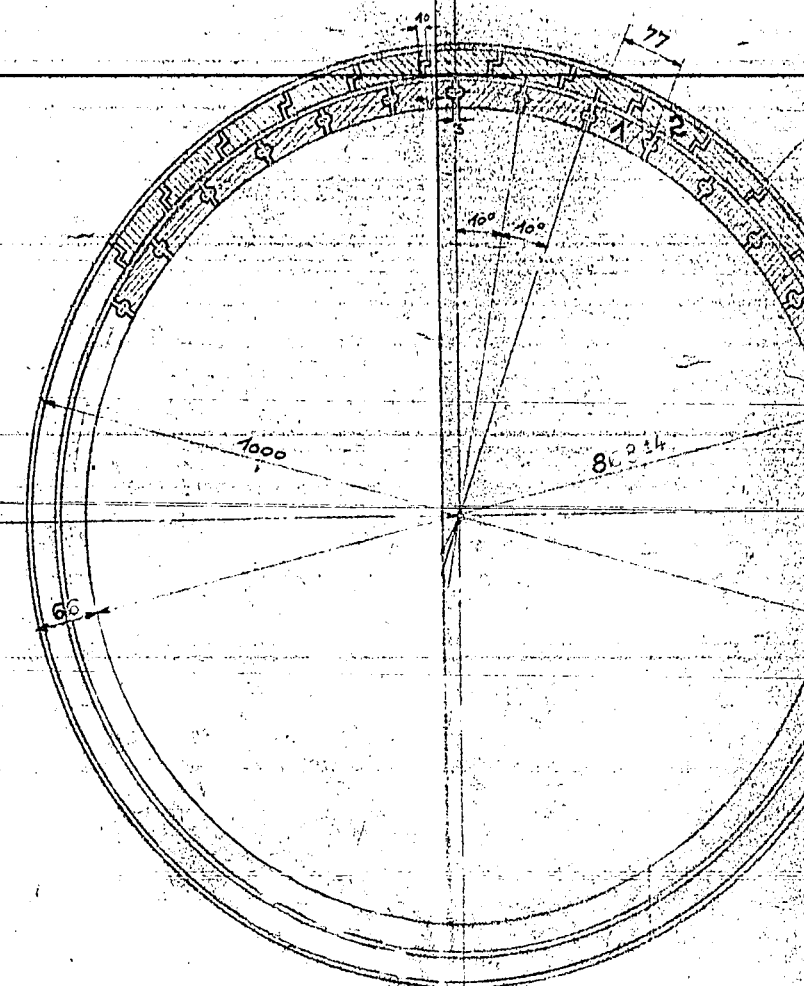
Bestell Nr.	Bau Nr.	Bestellung	Besteller	Jahr
		Paßsystem Einheitsbohrung	Betriebsdruck atü	Probdruck atü
gezeichnet	Tag	Name		
geprüft	3 10 40	10 11 1		
normgepr.				
Maßstäbe	I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft Ludwigshafen am Rhein		N. 9135 - 2	
1:10				
1:15				
1:25				
<small>Alle Rechte aus dem Urheberrechtsgesetz vom 19. 6. 1901 stehen uns zu. Die Zeichnung ist nach Gebrauch sofort zurückzugeben. Sie darf weder vervielfältigt, zu Zwecken des Wettbewerbs verwendet oder zu dritte Personen mitgeteilt werden. (Gesetz vom 7. 6. 1909 § 13) Siehe auch Din 34</small>				Ersatz für Ersatz durch

I. G. FARBENINDUSTRIE
 AKTIENGESELLSCHAFT
 LUDWIGSHAFEN AM RHEIN

Zugehörige Zeichnungen	Zeich. Nr.
Ofenmantel	112504-1
Blechauskleidung	Nr. 21



SECTION A-B
Schnitt: A-B



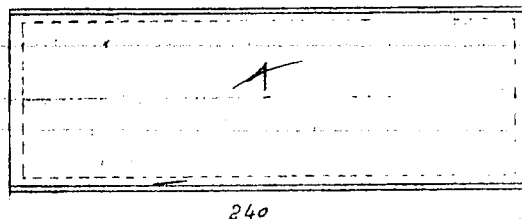
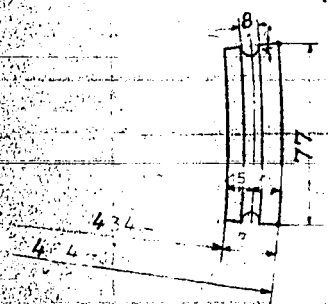
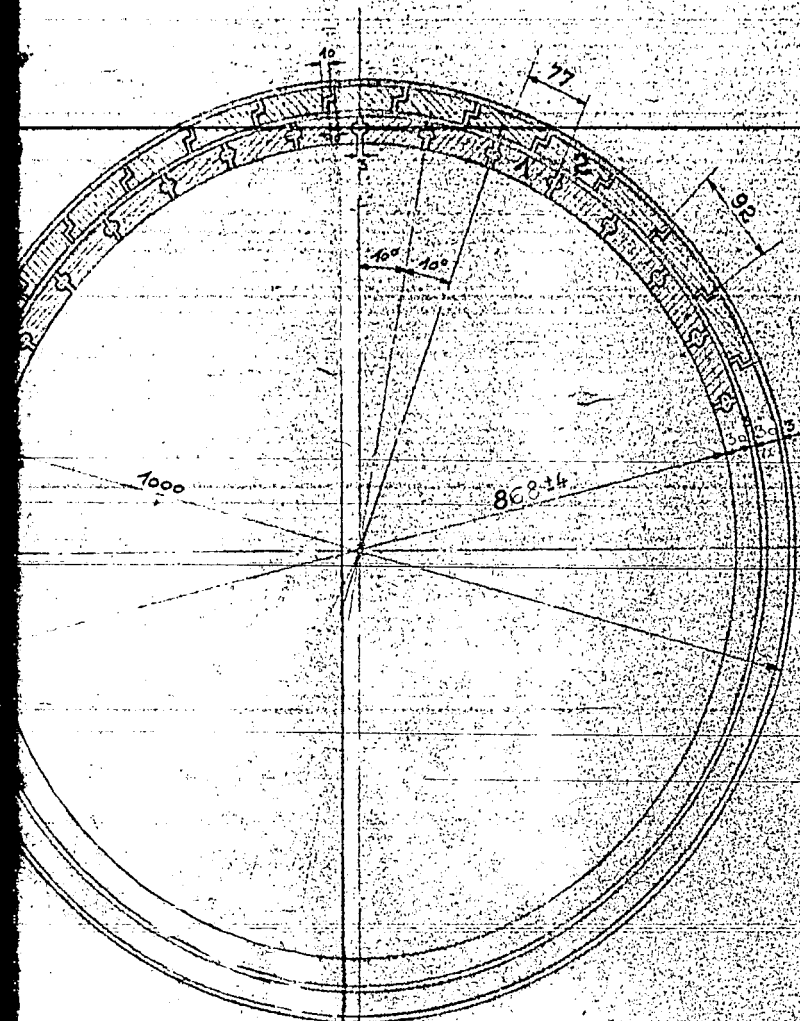
Number of Bricks for Converter = 2600
 Anzahl der Steine Nr. 1 pro Ofen ~ 2600 Stück
 " " " " 2 " " " " " " "
 Anzahl der Steine Nr. 2 pro Ofen ~ 2600 Stück



868

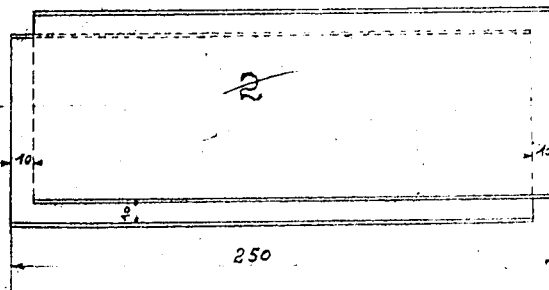
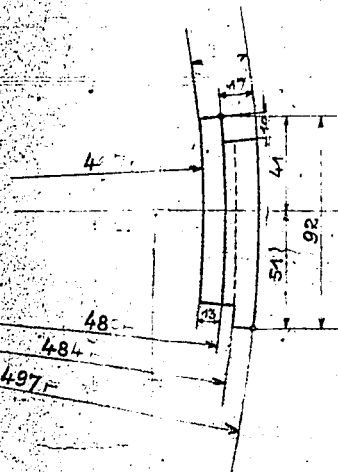
Stückzahl	Benennung	Teil	Werkstoff	Lager Nr. / Modell Nr.	Gewicht	Bemerkung
~ 2600	Steine	Scham Leichtstrine	1			
~ 2600		Loch 26/2	2			

SECT: A-B
Schnitt: A-B



Brick #1

~~M.T.2~~



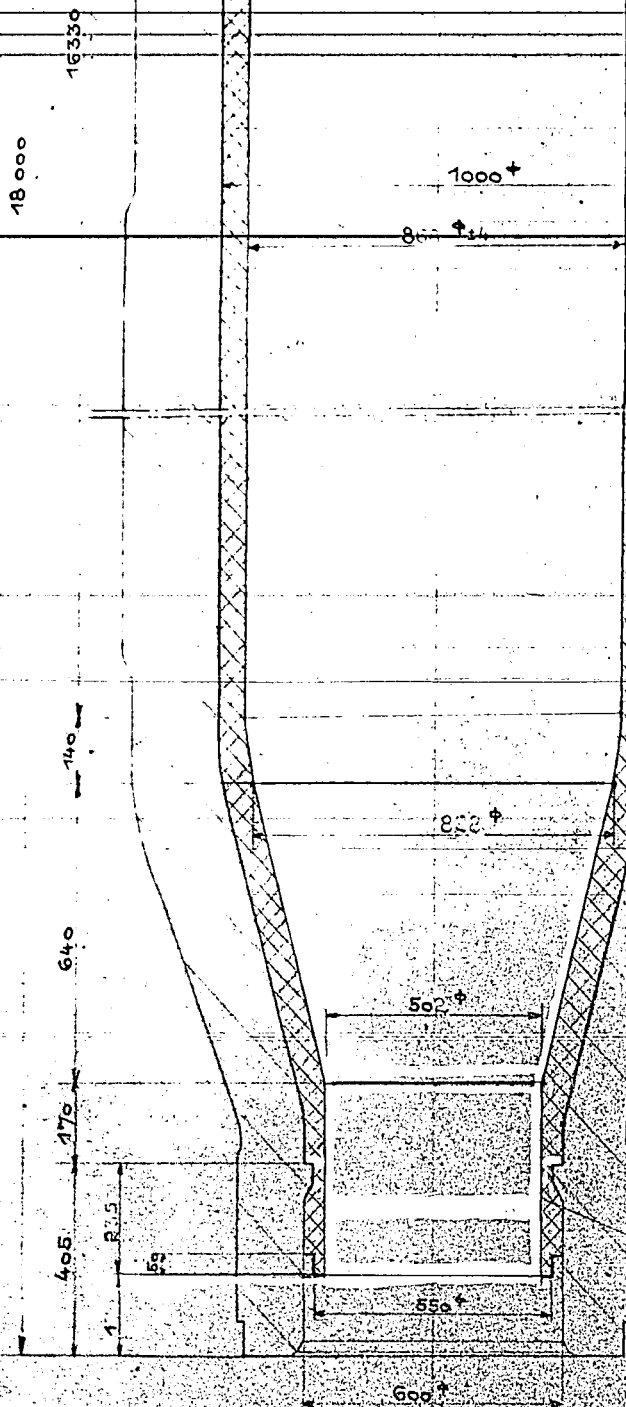
Brick #2

Number of Bricks #1 per Converter = 2600
Anzahl der Steine Nr. 1 pro Ofen = ~ 2600 Stück
Anzahl der Steine Nr. 2 pro Ofen = ~ 2600 Stück

868 P 14



860 mm Auß.
*Ausmauerung gilt für Blechhaus-
 Kleidung n. Zeichg. N. 3681-1
 mit 860 mm Außendurchmesser*



Mp1-5

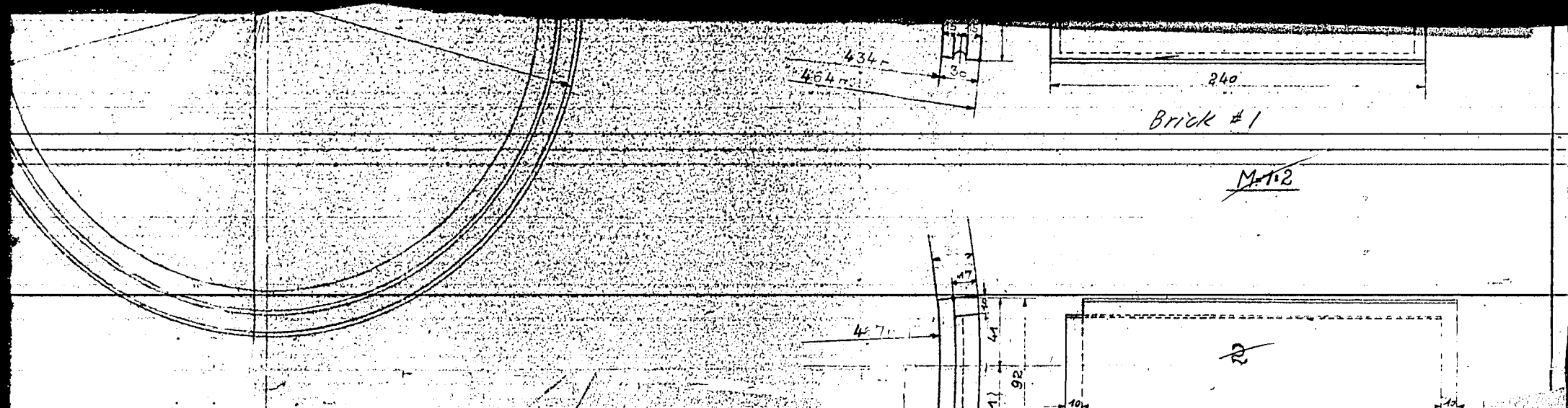
*Number of Bricks for Converter = 2600
 Anzahl der Steine Nr. 1 pro Ofen ~ 2600 Stück
 " " " " " " " " " " " " " " " "
 Anzahl der Steine Nr. 2 pro Ofen ~ 2600 Stück*

Bc. 1/4

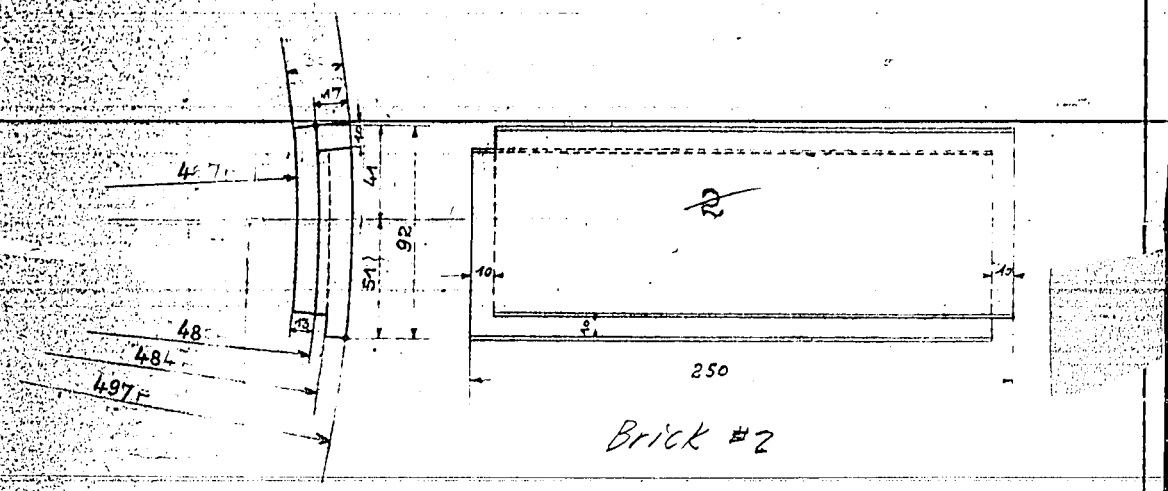
*Handshütte und Schmelze
 sandgemahlene Kahlotte Fe-As Kongr. 15mm
 Mischungsverhältnis: Zementzuschlag = 1:2 Rauminer
 Vorschrift: Steine vor dem Vermauern gut waschen.
 Binder: Alusina cement and ground fire brick, 15
 grains in ratio of 1:2.
 Wet bricks well before installation.*

*Unterem Blechschuß zuerst einsetzen dann ausmauern.
 Nach dem Abbinden die restlichen Schüsse einbauen.*

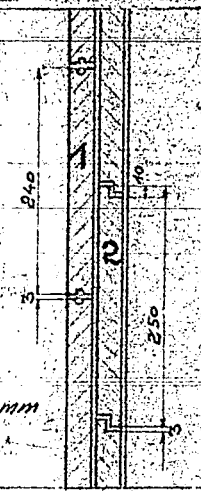
Änderungen



Number of Bricks ¹/₁ per Converter = 2600
 Anzahl der Steine Nr. 1 pro Ofen = ~2600 Stück
 " " ²/₂ " " " = " "
 Anzahl der Steine Nr. 2 pro Ofen = ~2600 Stück



Landshütte und Schamotte
 sandgemahlte, Chamotte Ho-Fe Korngr. 15mm
 Mischungsverhältnis: Zement: Zuschlag = 1:2 Raumteile
 Vorschrift: Steine vor dem Vermauern gut wässern.
 Binder: Alumina cement and ground fire brick, 1.5mm
 grains in ratio of 1:2.
 Wet bricks well before installation.



Zum Brief vom _____ an _____
 Alle Rechte aus dem Urheberrechtsgesetz v. 19. 6. 1901 stehen uns zu. Die Zeichnung ist nach Gebrauch sofort zurückzugeben. Sie darf weder vervielfältigt, zu Zwecken des Wettbewerbs verwendet oder an dritte Personen mitgeteilt werden.
 (Gesetz vom 7. 6. 1909 § 18). Siehe auch DIN 34.
 I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESellschaft
 LUDWIGSHAFEN a. Rh.

737

An Gesmagen
 chüsse einbauen.

Geändert	
am	von

Bestell Nr.	Bau Nr.	Bestellung	Besteller	Jahr
Paßsystem Einheitsbohrung		Betriebsdruck	afü	Probdruck
Tag Name gezeichnet: <i>WIL</i>		T-23's ✓		
normgepr. <i>Ku</i>		LIQUID PAPER INSULATION		
Maßstäbe 1:5 1:2		I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft Ludwigshafen am Rhein		
N 9232		- 2		

Alle Rechte aus dem Urheberrechtsgesetz vom 19. 6. 1901 stehen uns zu. Die Zeichnung ist nach Gebrauch sofort zurückzugeben. Sie darf weder vervielfältigt, zu Zwecken des Wettbewerbs verwendet oder an dritte Personen mitgeteilt werden. (Gesetz vom 7. 6. 1909 § 18.) Siehe auch DIN 34.

Erstellt durch _____

INNER INSULATION OF HIGH PRESSURE CONVERTERS.

Ludwigshafen, 27 Jan. 1941

(Letter from I.G.F. to A.N.I.C. Milan, Italy.)

In reply to your letter of the 24 December, 1940, we wish to inform you that until recently we have used two different methods of insulating the inside of high pressure converters:

- 1). The tamping method, in which little cement and water but much asbestos is used, and
- 2). The casting method, in which much cement and water but little asbestos is used.

~~We preferred the tamping method for the insulation of vapor phase converters and the cheaper casting method for the liquid phase converters. The reason for this was that in the tamping method possible cavities and holes in the insulation could, in general, be more easily avoided. However, since there is a possibility that possible holes in the insulation may be filled in by the product in liquid phase converters, the casting method was first used for insulating the less sensitive liquid phase converters. Later, we also used the casting method for insulating the vapor phase converters, without any noticeable detriment.~~

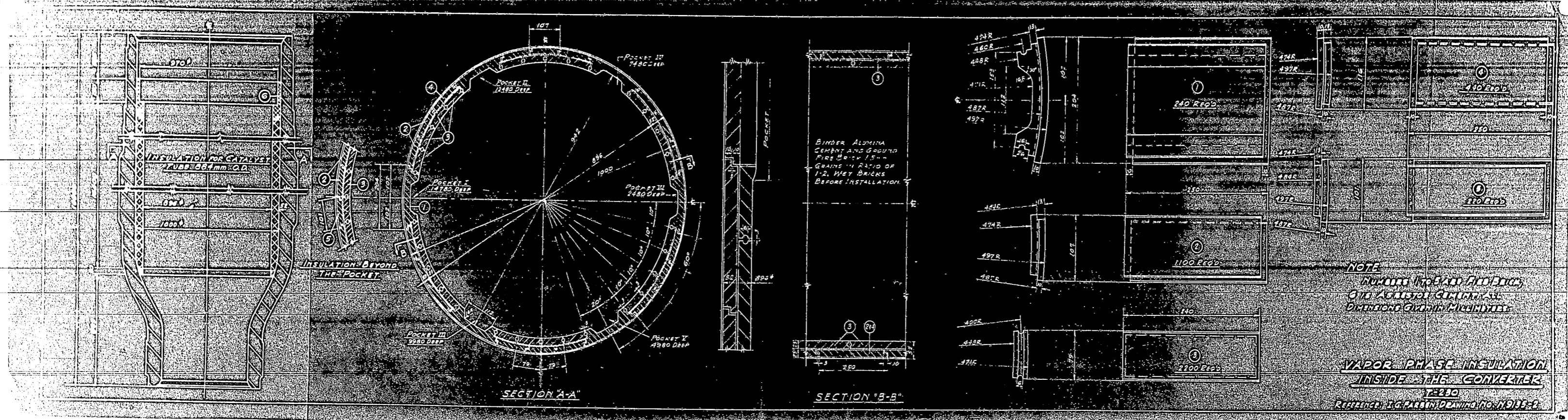
In consideration of present difficulties of procuring suitable asbestos, we have recently given up the cement-asbestos insulation and, after exhaustive operating experiments, now use an inner insulation of built-up insulating bricks. We have found that a light refractory brick made by Firma Annawerk, Schamotte und Tonwarenfabrik A.G. Oeslau/Koburg, is especially suited. This brick has the brand designation L O 9/26/2.

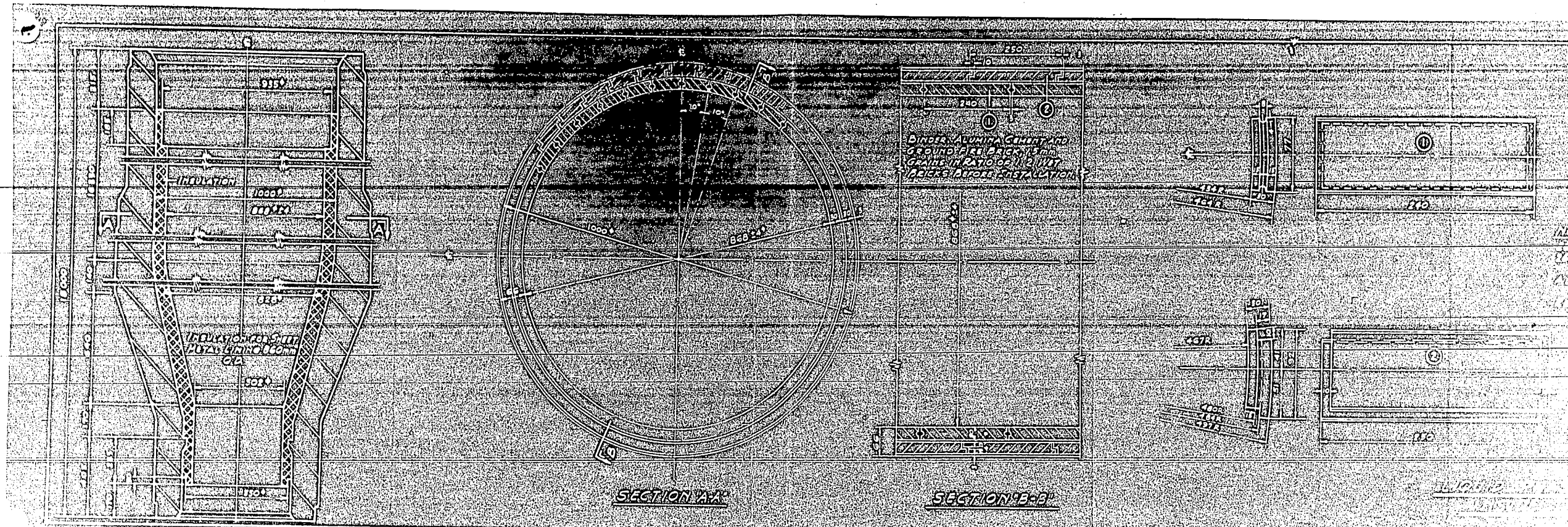
The attached drawings show the construction of the insulation. Drawing N 9135-2 shows the insulation of a vapor phase converter, while drawings N 9252-2 and N 3777-4 show the insulation of a liquid phase converter. The mortar consists of alumine cement and refractory grit (ground brick) in the proportion of 1:2.

The coefficient of thermal conductivity of this brick was determined in the laboratory at 325 atm. hydrogen pressure to be about 0.675 kcal/h/m/°C.

In your letter, referred to above, you mention experiments with an insulation of a cement containing alum with diatomite and slag wool. We shall appreciate hearing of the results of these tests.

137a





SECTION A-A

SECTION B-B

Mech-5

T-233

Kes

Verschleißfeste Umkehrstücke.

An Hand beiliegender Skizze sei der Entwicklungsgang der verschleißfesten Umkehrstücke dargestellt: Nach dem ersten Ausfall der Scholvenner Kohlekammer ersetzte man den unteren Bogen, der dem größten Verschleiß ausgesetzt war, durch ein dickwandiges Umkehrstück mit rechtwinkligen Bohrungen, zunächst ohne Einsätze. Der Verschleiß hatte praktisch nicht abgenommen. Danach ging man zu den Umkehrstücken mit verschleißfesten Einsätzen über.

Abb. 1)

Ein verschleißfester Einsatz (Granithern der Firma Ruhrstahl, Witten, Annen) ist in den waagrechten Teil eingeschoben; Zu- und Abgangsstutzen sind Büchsen ebenfalls aus Granithern. Ein Verschlußstopfen mit Gewinde und Dichtschweiß schließt das Umkehrstück, welches selbst nach anschließender Wärmebehandlung an die beiden Schenkel der Haarnadel angeschweißt wurde. Da die beiden Granithern-Stutzen nicht vertikal in das Rohr einmündeten, sondern nach 8° von der Vertikalen abwichen, blieb noch ein namhafter Verschleiß im ungeschützten Rohr bestehen (in Skizze punktiert). Immerhin erhöhte sich die Lebensdauer einer Haarnadel von etwa 4 Wochen bei normalem Bogen auf etwa 1/2 Jahr bei Ausführung Abb. 1.

Abb. 2)

Auf Grund dieser Erfahrung wurden an die schrägen Büchsen Verlängerungen aus Granithern aber in vertikaler Richtung angesetzt. Mit diesen Umkehrstücken fährt Scholven heute noch. - Nachbestellungen jedoch nach Abb. 4). - Die Haarnadel ist aber noch nicht vollkommen von Verschleiß geschützt. Vielmehr ist am Ende der verschleißfesten Büchsen, am anschließenden ungeschützten Rohr, noch Verschleiß vorhanden. Die Lebensdauer einer Haarnadel kann aber mit ca. 2 Jahren eingesetzt werden.

Abb. 3)

Für die Werke Nordstern, Pölitz und Oberschlesien - nunmehr 700 atm - wurden deshalb die schrägen Büchsen beim Ein- und Auslauf durch vertikale Büchsen ersetzt und nach

Abb. 4)

statt der noch starke Vertikalkomponenten ergebenden Ein- und Auslaufkurven wurden Kurven gemäß einer kubischen Parabel gewählt. - die auch in der Eisenbahntechnik beim Verlegen der Schienen in Krümmungen üblich ist. -

Nach dem jetzt immerhin bereits 3 jährigen Betrieb von Nordstern tritt fort kein Verschleiß auf, was festgestellt wurde an einem ungeschützten in der mittleren Gasse eingebauten Doppelrohrbogen, der über 1 Jahr in Betrieb war; selbst die Drehriefen im Material waren noch zu erkennen. Nordstern zieht daraus die Schlussfolgerung, allmählich ganz von den Umkehrstücken abzugehen. Oberschlesien hat zwar Umkehrstücke bestellt, werden aber vorerst nicht eingebaut. Auch für Gladbeck wurden Haarnadeln mit normalen Umkehrbögen bestellt.

gez. Schappert

Abchnitt:

Hauptwerkstoffe: 100
Mai/Juni/15

Leuna-Werke, den 14.5.1942 Hr.

Aktennotiz.

Betr. Umkehrstücke für Gasvorheizerharnisch: 325 und 700 atü.

Die "Umkehrstücke" für Gasvorheizerharnische 325 und 700 atü sind eine Erfindung der Herren O.I. Schön und O.L. Schöly, Schölyen. Da seinerzeit katastrophale Schäden in normalen Hochdruckharnischen aufgetreten waren, schien ausserhalb der Linien der "Umkehrstücke" die einzige Lösung. Die Konstruktionszeichnungen wurden in Lu angefertigt und die Ausführung der Harnische mit diesen Umkehrstücken in We bestellt.

Obwohl die Konstruktion durchaus ungewöhnlich war, im besonderen was die werkstatt-technischen Ausarbeitung anbelangt, musste die Herstellung bei uns ausgeführt werden. Die Schwierigkeiten, die diese Aufgabe enthielt, konnten wegen der Komplexität zunächst in keiner Weise voll überschauen werden. Die ersten Ausführungen betrafen Vorheiser für 325 atü. Hierbei liess die Aufgabe ohne Rückschlüsse beherrschen.

Ganz anders wurde aber die Lage bei der Vorheiser, die gleiche Bauart für 700 atü auszuführen. Hauptgegend dafür waren:

- 1.) die wesentlich erhöhten Beanspruchungen wegen trockenerer Wandstärke,
- 2.) wesentlich erhöhte Erweichung der werkstatt-technischen Arbeiten infolge der Verfestigung der Harnische (erhöhte Verfestigung bei der Durchführung der Schweißungen).

Die Umkehrstücke hatten anfänglich nur auf einer Seite einen Verschlusspropfen, an dem die Verbindung besteht zu dem leicht wieder zu öffnen sein sollte zwecks etwa eintretender Auswechslung der Granulathermsätze. Deshalb war ein Ring vorgeschaut, der das Abheben und wieder Nichteinsetzen des eingeschraubten Pfropfens ermöglichen soll. In anderen Lagen war das Umkehrstücke nicht durchgebohrt.

In dieser Stelle trat nun bei einem 700 atü-Umkehrstück beim Verpressen in der Werkstatt ein Loch ein. Dieser Schaden konnte auf die ungenügende Durchdringung zurückgeführt werden, der allerdings auch in der Höhe nach schon beim Stumpfschweißen von beachtlichen Lochschutzens eingetreten war. (Anmerkung: Stützenringe und Herbwirkung der Durchdringungskante).

Es ergab sich die Notwendigkeit:

- 1.) den Boden durchzubrechen und über auf der anderen Seite einen Pfropfenverschluss anzuwenden,
- 2.) die Anschweißstutzen zu verkleinern.

Die ersten 17 bereits fertiggestellte Harnische, deren Umkehrstücke nur einen einzigen Pfropfen besaßen, wurden daher überhaupt nicht in Betrieb genommen, sondern aufgrund einer Neu-Konstruktion mit 2 Pfropfen und mit verkleinerten Stutzen ausgebaut.

Ausserordentlich viel Mühe verursachte das Nichtschmelzen der Pfropfen. Die Pfropfen waren ursprünglich auf grosse Länge geschraubt und durch eine Keilnaht gedichtet. Da bei den hohen Drücken eine erhebliche Abfederung an den Keilnähten zu erwarten war, ging man zur Keilnaht über. Diese Keilnaht wurde aufgrund der bis dahin vorliegenden schweißtechnischen Erfahrungen ausge-

1942 Me

bildet. Gleichzeitig wurde der Materialprüfungsbetrieb Kolonnen gezogen, um an Modellversuchen die auftretenden Spannungen zu ermitteln. Es zeigte sich hierbei, dass in der Schweissnaht hohe Spannungen auftreten, deren Abbau durch eine elastische Verformung des Tropfenraumes versucht wurde. Umkehrstücke mit derartigen Tropfen kamen in Betrieb. Die Schweißungen wurden unter Anwesenheit der Umkehrstücke durchgeführt, zur Vermeidung von Härterissen. Hieran wurden spezielle Entwicklungen.

Umkehrstücke dieser Art ergaben im Betrieb unerwartete Versagen durch Mitleichtwerden der Tropfen. In einem Falle wurde ein Tropfen sogar herausgeschossen. Dies hatte einen schweren Brand in Weissenberg und schwerste Betriebsstörungen zur Folge.

Ingehende Untersuchungen zeigten, dass die mechanische Festigkeit der Umkehrstücke in der Umgebung des Tropfens zu gering war. Die Flasche hierfür lag nicht in der richtigen Stellung und auch nicht in der Fahrweise des Betriebes. Es konnte vielmehr festgestellt werden, dass die Umkehrstücke beim Schmelzen durch das Anwärmen in den dafür gebauten Öfen über die zulässigen Arbeitstemperaturen hinaus erwärmt worden waren. Es war daher notwendig, die Öfen durch vollständig neue, besser ausgebildete Öfen zu ersetzen.

Es wurde auch festgestellt, dass ein großer Anzahl von Tropfen unrichtig wurde (sogar auch von solchen ausgenommen, die an weniger wichtigen Stellen eingebaut waren) wurde die Konstruktion der Tropfen wesentlich verbessert. Die tragende Schweißnaht wurde verstärkt und die Schweißnaht dafür entsprechend verlängert. Die Entwicklung ist so weit dahin, dass man neuerdings das Leinwandvolkornenwerkstatt bei den Tropfen ausschliesslich durch ein auf die Öfen hinweisend an der Schweissnaht mit dem Umkehrstück verbindet. Seitdem die Schweißungen in dieser Weise konstruiert und werkstatt-technisch durchgeführt werden, sind noch keine Schäden wieder aufgetreten.

Die Kosten, die die Werkstatte bei diesem Arbeit. Das Material zu tragen hatte, betragen bisher etwa 2.500.000,-

insgesamt Aufstellung darüber ist z.Zt. in Arbeit.

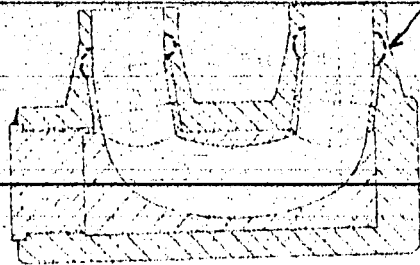
gen. unterzeichnet

T-233

Development of Wear-Resistant Return Bands
Entwicklung der verschleißfesten Umkehrstücke

WBS

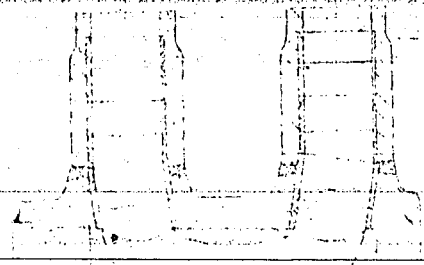
FIG. 1
Bild 1



Wear
Verschleiß

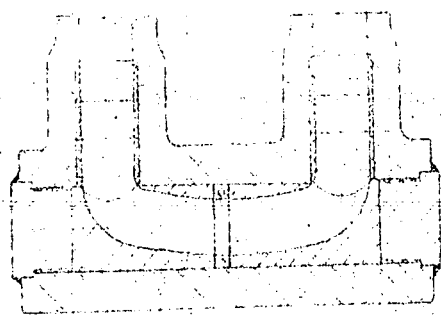
Scholven 1937

FIG. 2
Bild 2



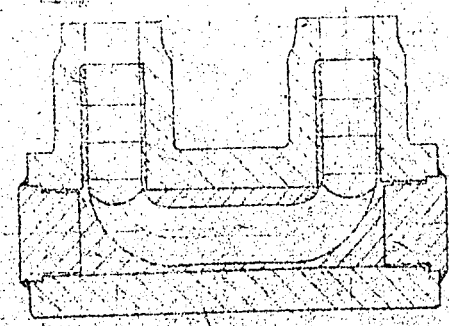
Scholven 1938

FIG. 3
Bild 3



Nordstern
Pölitz 1939

FIG. 4
Bild 4



Scholven
Nordstern
Pölitz
Oberschl.
Upper Silesia

1940

742

I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft
Ludwigshafen am Rhein
No. 63-42

Modell

Urheberrechtsschutz nach DIN 24

20.2.39

KCBraun
2/17/47

WEAR-RESISTANT RETURN BENDS

By D.I. Schappert, Ludwigshafen,
7 March, 1942.

The attached sketch illustrates the development of the wear resistant return bends. After the first failure of the Scholven coal stall, the lower bend, which was subjected to the greatest wear, was replaced by a thick-walled return bend with right angle bases but without inserts, at first. The wear was little affected thereby. Return bends with wear-resistant inserts were then adopted.

FIG. 1 - A wear-resistant insert of Granithera, by Ruhrstahl, is inserted into the horizontal leg. The bushings in the inlet and outlet tube connections are also of Granithera. The horizontal insert in the bend is locked in by a screwed plug, welded in. The return bend proper is heat treated and then welded to the 2-shanks of the hairpin coil. Because the 2 inlet and outlet nipples are not at right angles to the bend piece, but at 8° from the vertical, the junction point with the unprotected connecting tubes would still show appreciable wear, see sketch. In any case, however, the life of a hairpin coil was increased from about a month to about 1/2 year by this construction.

FIG. 2 - To eliminate this weak point, vertical Granithera bushings were inserted in the ends of the connecting hairpin tubes. These return bends are still used in Scholven today, though replacements are made according to Fig. 4. However, this coil is still not entirely protected against wear, because the junction point between the upper end of the vertical bushings and the unprotected tube still wears. However, the life of a hairpin coil according to Fig. 2 is about 2 years.

FIG. 3 - This construction was, therefore, adopted for Nordstern, Pöhlitz and Upper Silesia, now at 700 atm. The inclined bushings in the inlet and outlet shanks were replaced by vertical bushings.

FIG. 4 - Instead of the inlet and outlet curves with large vertical components, cubical parabolic curves were used, similar

742a

to the transition curves used in railroad track work.

After almost 3 years of operation at Nordstern, no wear has been observed there. This was determined on an unprotected return bend in the middle pass, in which even the turning grooves (tool marks) in the material could still be observed after over 1 year's operation. Nordstern, therefore, expects to get away from special return bends entirely. Upper Silesia has ordered return bends, but does not intend to use them. Gladbeck also has ordered hairpin coils with normal return bends.

Return Bends For Gas Preheater Hairpin Coils For 325 And 700 Atm.

Leuna-Werke, 14 May 1942.

These return bends were designed by Chief Engineers Schön and Schiwy, Scholven. Because very serious damages were once caused by normal 180° return bends, special return bends seemed the only solution. The design drawings were made at Ludwigshafen and the hairpin coils with return bends were made in Leuna.

Although the design was unusual, particularly with respect to its construction in the shop, it had to be made here. The difficulties of this problem could not be foreseen, because of its novelty. The first pieces made were for 325 atm. preheaters. These were made without complaints or call backs.

The situation changed entirely when 700 atm. return bends were demanded, which were subject to much greater maximum stresses, in spite of greater wall thickness, and which were much more difficult to make in the shop, due to the increased wall thickness, because of increased heat strains in welding.

At first, the return bends had a plug on only one side. This plug should be easy to remove in case it became necessary to replace the Granitherm inserts. An N5-ring was therefore inserted to facilitate the cutting out and rewelding of the screwed-in plug. The other end of the return bend was not bored out.

Now, a break occurred at this point in a 700 atm. return bend on applying test pressure in the shop. This break could be traced to a crack, most probably caused by heat stressed in welding on the adjacent tube nipples. (Nipples too short).

It became necessary to bore thru the bottom and to provide a plug on the other end also, and to lengthen the welded-on tube nipples. This construction was applied to all return bends already made.

742 B

The seal welding of the plugs proved particularly difficult. The plug was originally screwed in to a considerable length and then seal-welded in a V-groove. Because the danger of cracks in the V-groove due to the high pressure, was anticipated, it was decided to use the U-groove. At the same time, experiments to determine the stresses were made on models in the materials testing laboratory. These indicated very high maximum stresses in the weld, which we tried to reduce by an elastic shaped edge of the plug. Return bends with that type of plug were used in construction. The return bends were preheated for welding to prevent hardness cracks. Special furnaces were developed for this.

Return bends of this type produced unexpected failures thru leaks in the plugs. In one case the plug was blown out, causing a big fire in the stall and severe operating disturbances at Gelsenberg.

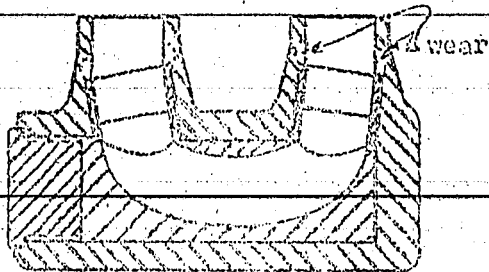
Extensive tests indicated that the creep strength in the vicinity of the plug was too low. This was not caused by the original annealing or the method of operating. Rather, it was determined that the return bends were heated above the intended preheat temperatures for welding in the heating furnace built for this purpose. An improved annealing furnace was, therefore, developed and built.

However, many plugs leaked, subsequently, even on such heated coils located at cooler points, and the weld at the plug was redesigned. The length of thread was reduced and the length of weld increased correspondingly. Later, the threads were eliminated entirely and the plug was welded to the return bend for its entire length. No damages have been observed since the plugs have been carefully welded in this fashion.

The costs to Leuna chargeable against this work amounts to about RM 500000.

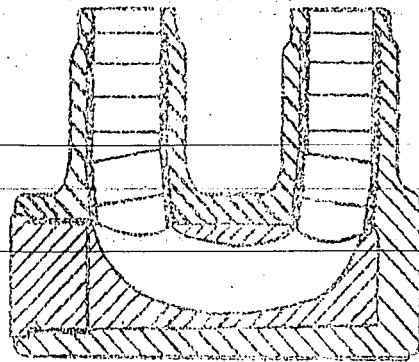
742c

Fig. 1



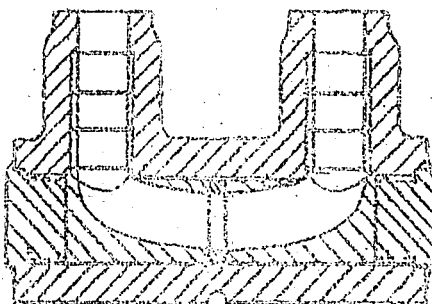
Schölyen 1937

Fig. 2



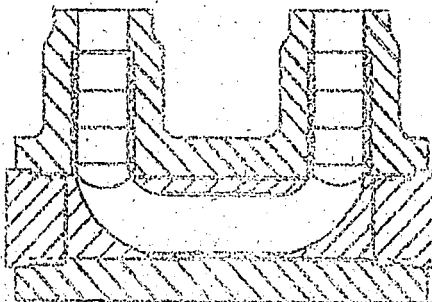
Schölyen 1938

Fig. 3



Nordstern 1939
Politz 1939

Fig. 4



Schölyen
Nordstern 1940
Politz
Upper Silesia

742d

Hoch-6

T-229
K/S

I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Vorstand: Hermann Schmitz, Vorsitz. Fels Dejewski, Heinrich Häfelin, August v. Kalerfen, Carl Krauch, Fritz ter Meer, Christian Schauder, Georg v. Schallier, Otto Ambros, Max Brüggemann, Ernst Birgler, Heinrich Bötelisch, Bernhard Duhl, Paul Heitlinger, Max Jäger, Constantin Jacobi, Friedrich Jähns, Hans Kühns, Carl L. Lautenschläger, Wilhelm R. Mann, Heinrich Oster, Wilhelm Otto, Otto Schatz, Hermann Walther, Hans Walther, Eduard Weber-Andreas, Carl Wurster. Vorsitz des Aufsichtsrats: Carl Bosch.

DRAHTWORT Anllnfabrik Ludwigshafenrhehn
FERNRUF Nr. 6496
BAHNSTATION Ludwigshafen (Rhein) Anllnfabrik
GESCHAFTSZEIT 8-17 Uhr
Samstags 8-13 Uhr
KONTEN Reichsbank-Giro-Konto Nr. 82
Postcheckkonto Nr. 5816
Ludwigshafen a. Rh.

Scholven
Eheinbraun
Lützkenhoff
Oberachlesien 2x
Eritz
Louna
Gelsenberg
Politz
Welheim
Brabag 4x

Zurück an
Vorzimmer Dir. Dr. Pier *K/S*

Ihre Zeichen Ihre Nachricht vom Unsere Zeichen (bei Antwort anzugeben)
HOCHDRUCKVERSUCHE
P/Lu 558
LUDWIGSHAFEN A. RH.
den 9 April 1942
Schs./K1



Betriebsfahrungsanstausch
Material für Flanschen und Schrauben, Temperaturmessungen

Wir danken Ihnen für Ihren Beitrag zu der Frage der Flanschen- und Schraubentemperatur von nicht isolierten Hochdruckleitungen.

Anbei übersenden wir Ihnen nun das Ergebnis der Kundfrage in Form des beiliegenden Karvenblattes für die notwendig werdende Werkstoffumstellung, insbesondere die Einsparung der molybdänhaltigen K₃- und K₅-Werkstoffe, werden wir für die Flanschen und Bolzen der Hochdruckflanschverbindungen die eingeseichneten Temperaturkurven zugrunde legen.



Wir bemerken dazu, daß wir hierbei insofern eine gewisse Sicherheit mit einschließen, als wir die höheren gemessenen Werte berücksichtigt haben. Die extrem tief liegenden sind, wie eine nochmalige Rückfrage ergab, durch besondere Einbauverhältnisse bzw. sehr tiefe Außentemperatur bedingt; auch liegen die mittels aufgeschweißter Thermoelemente erzielten Meßergebnisse naturgemäß niedriger als die in Messbohrungen erzielten Ergebnisse.

W

Wenn wir also in Zukunft die Werkstoffauswahl nach diesen Temperaturlinien treffen, so setzt dies voraus, daß darauf geachtet werden muß, daß die heißen Flanschverbindungen nicht isoliert werden dürfen, wie dies auch in den Lagerlisten zum Ausdruck kommt.

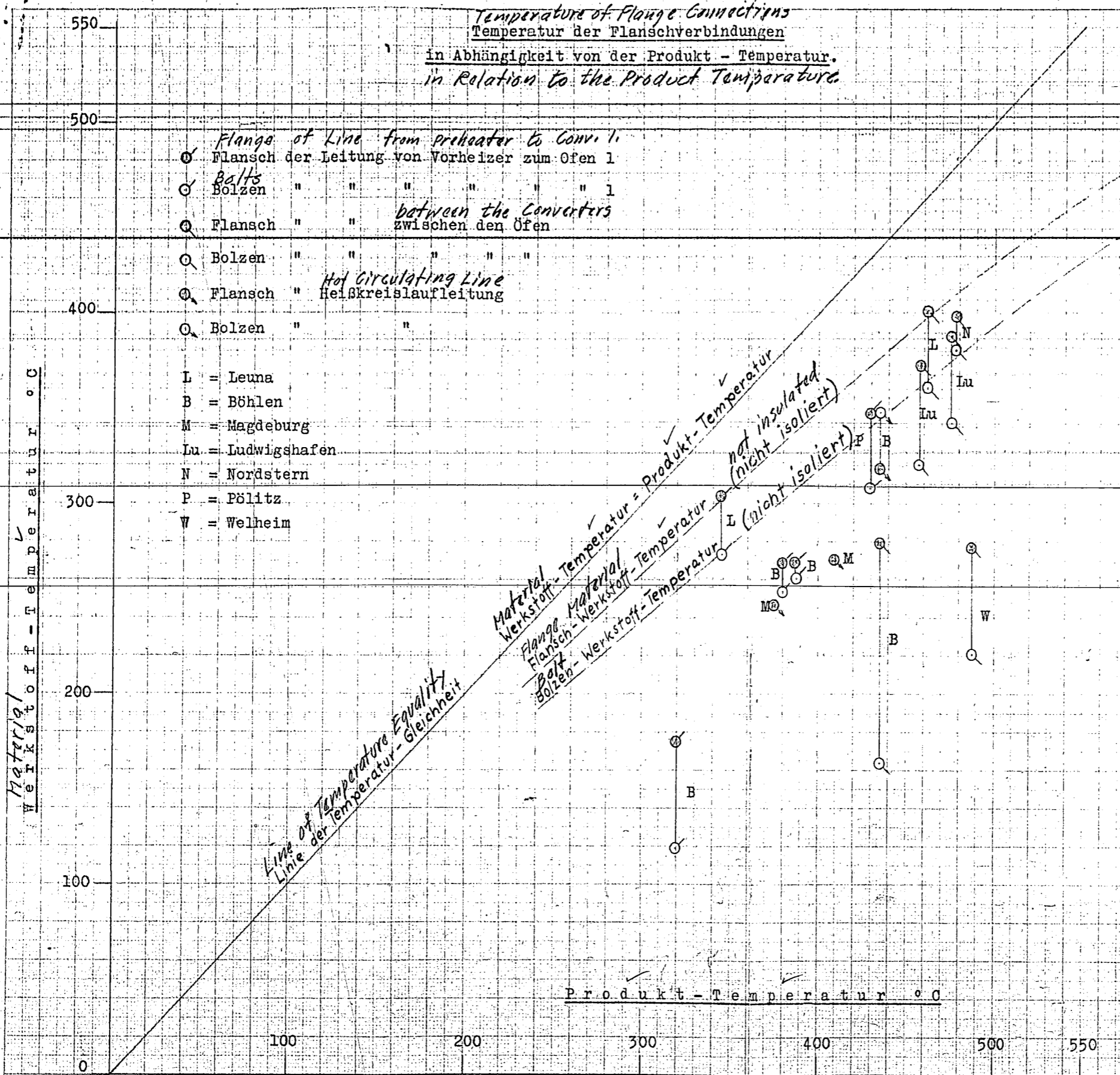
Heil Hitler!
I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

72222/322

743

T-229
KES

*Temperature of Flange Connections
Temperatur der Flanschverbindungen
in Abhängigkeit von der Produkt - Temperatur.
in Relation to the Product Temperature*



- Flange of Line from preheater to Conv. 1
 - Flansch der Leitung von Vorheizer zum Ofen 1
 - Bolts " " " " " " " " 1
 - Flansch " " " " " " " " between the Converters
 - Bolzen " " " " " " " " zwischen den Ofen
 - Flansch " " " " " " " " Hot Circulating Line
 - Bolzen " " " " " " " " Heißkreislaufleitung
 - Bolzen " " " " " " " "
- L = Leuna
B = Böhlen
M = Magdeburg
Lu = Ludwigshafen
N = Nordstern
P = Pölitz
W = Welheim

Material-Werkstoff-Temperatur °C

Produkt-Temperatur °C

U. S. Bureau of Mines
Hydro. Demon. Plant Div.

T-229

KCBraun
2-5-47

TEMPERATURES OF FLANGES AND BOLTS IN RELATION
TO PRODUCT TEMPERATURE

Ludwigshafen, 9 April, 1942.

The attached diagram shows the results of a general inquiry into the temperature of flanges and bolts on high pressure lines not insulated. We propose to use the temperature curves as a basis for design of flanges and bolts for high pressure lines.

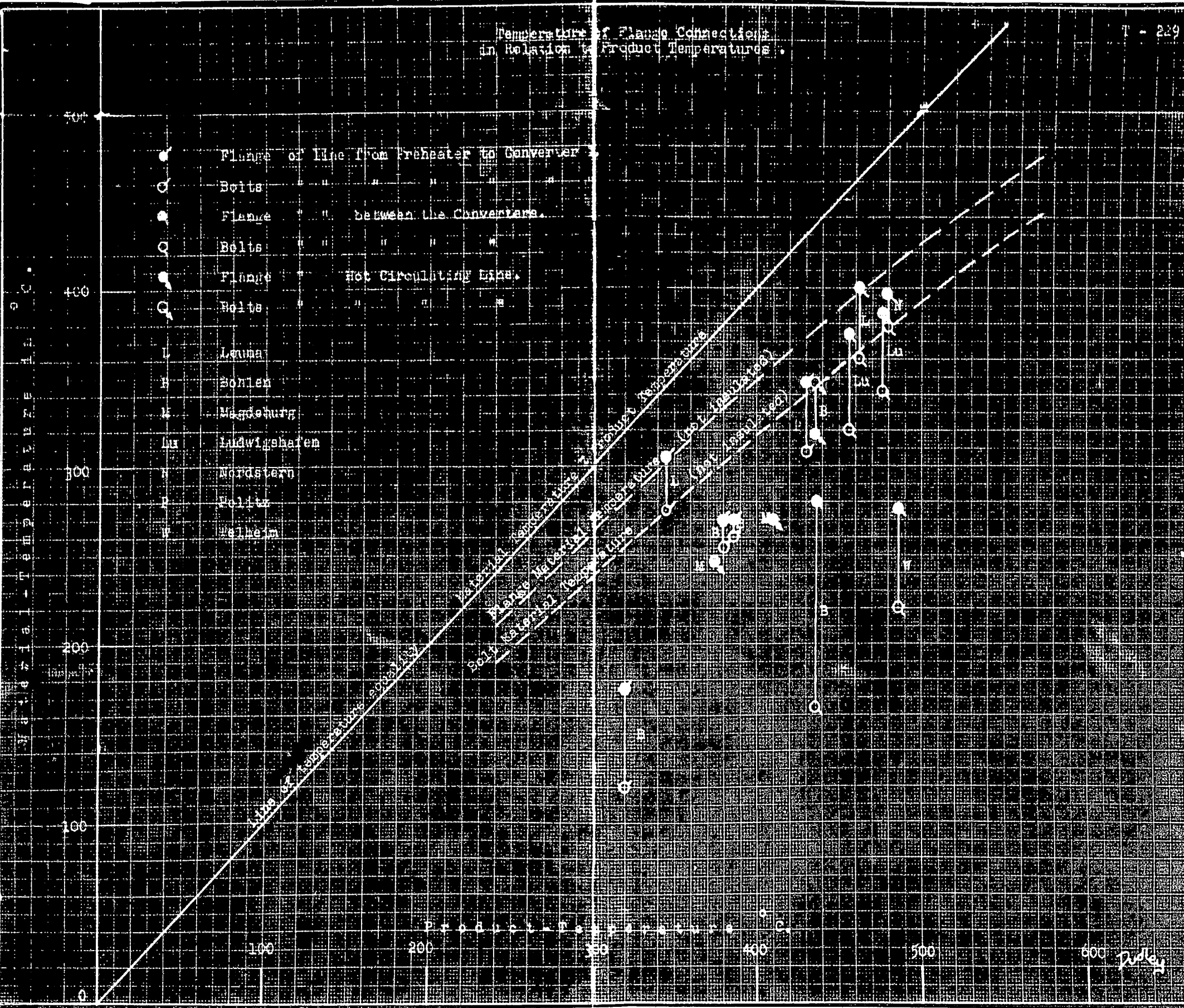
We should like to remark hereto, that these values include a certain factor of safety, inasmuch as we have considered the higher measured values. The minimum values are conditioned upon special installation conditions or very low outside temperatures.

If we, therefore, select construction materials based on these temperature ranges, we must assume that the hot flange connections are not insulated.

744a

Temperature of Flange Connections
in Relation to Product Temperatures.

T - 229



600 *Riley*

Hech-2

T-228
Keb

AMMONIAKWERK MERSEBURG

Gesellschaft mit beschränkter Haftung
Materialprüfungsbetrieb Me 175

Ausfertigung Nr. 4

Leuna Werke, den 11. März 1941 Sr.

Auftrag Nr. 58/621 (41)	An 1. Akten	(Ausf. Nr.)	1	fach
	2. Hydrierung	(Ausf. Nr.) 2-4	3	"
	3. I.G. Lu. Materialprüfung	(Ausf. Nr.) 5-6	2	"
	4. Konstr.-Büro MTA	7	1	
	5. Rev.-Ing.-Büro	8	1	

Wy/Bgl

Betrifft Ihre Bestellung vom:

Untersuchung

an

einem Gewindeflansch NW 120 für 325 atü (Verformungsmessung)

Aufgabe:

Unter Nr. 15/540 (41) war ein Gewindeflansch aus S1 NW 90 für 325 atü untersucht worden. Dieser Flansch war beim Anziehen in drei Teile zersprungen. Der Grund waren alte Anrisse, von denen einer von der Außenseite bis in ein Schraubenloch verlief. Es ergab sich hieraus die Frage, welche Änderung der Spannungsverteilung und welche Spannungserhöhung durch eine solche unganze Stelle im Flansch hervorgerufen wird.

Ergebnis:

Es wurde die Verteilung und Größe der Dehnung auf der Außenoberfläche eines normalen Flansches NW 120 für 325 atü durchgemessen, darauf wurde ein Schraubenloch von außen angeschlitzt und die Dehnungen im Inneren des angeschlitzten Loches gemessen. Als Meßinstrument wurde der Feindehnungsmesser Lehr-Askania mit 2 mm Meßlänge verwendet.

Aus den Anlagen ist die Versuchsanordnung zu erkennen. In der Anlage 1 sind die gemessenen Dehnungen im Spannungsmaß, ^(Anstrengungen) in der Anlage 2 die aus ihnen errechneten Spannungen eingetragen. Sie sind über der Oberflächenabgrenzung aufgetragen, und zwar soweit positiv aus dem Körper heraus, soweit negativ in den Körperschnitt hinein. Die zweite Messung bei aufgeschlitztem Schraubenloch ist durch rote Färbung unterschieden.

Die Beanspruchung ist aus versuchstechnischen Gründen umgekehrt als im Betrieb gewählt worden, was aber für die Ausbildung der Verteilung und Größe der Dehnungen keine Rolle spielt.

Beim normalen Flansch (schwarze Linien) sind die Anstrengungen und Spannungen nur wenig voneinander verschieden. Die Vorzeichen und die Verteilung sind bei der Ringprüfung Oberseite gegenüber Unterseite ohne weiteres einleuchtend.

Anlagen:
2 Skizzen. →

L 9541 *

Die Vorzeichen in der Radialrichtung würde man bei der Ver-
 stellung, daß der Flansch in die Glockenform durch Biegeformung über-
 geht, umgekehrt erwarten. Nach den Messungen ist man aber annehmen,
 daß der Übergang in die Glockenform vorwiegend durch Querkräfte hervor-
 gerufen wird. Die hierbei im Innern des Flansches auftretenden Schub-
 spannungen, deren Hauptrichtung unbekannt ist, und die auch nicht ge-
 messen werden können, verursachen dann radial gerichtete Zerrungen
 die un erwarteten Vorzeichen.

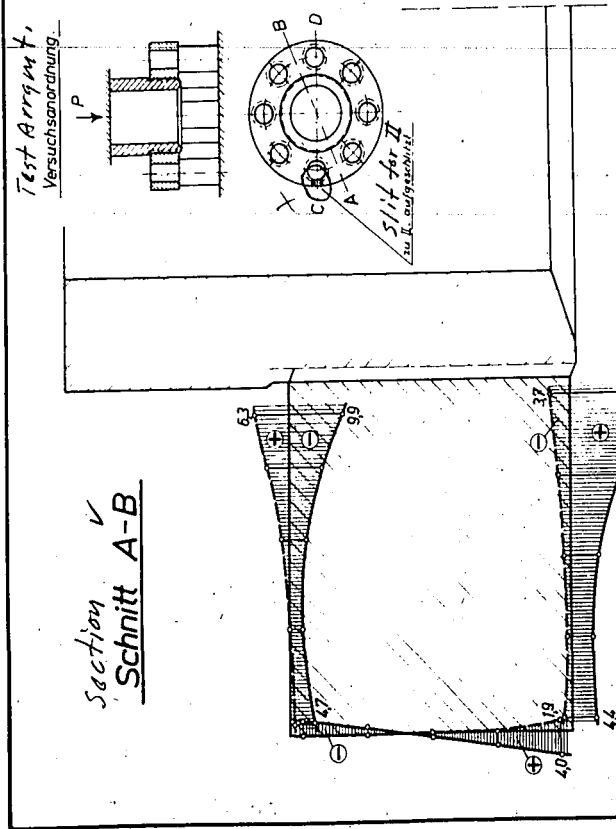
Die Gesamtflanschkraft wurde mit 80 t gewählt, das ist eine
 Kraft, bei der von gleichmäßigem Anziehen aller 8 Muttern vorausgesetzt,
 die Dichtigkeit bestimmt erzielbar ist. Aus Beobachtungen im Betrieb ist
 aber anzunehmen, daß vor allem auf Flansch bei kleinerer Abmessung, zu-
 dem bei 90° in Wirklichkeit zwei Stärken bei gleichmäßigem Anziehen wir-
 tlich doppelt so hohe Spannung als bei dieser Messung festgestellt wurde,
 erscheint deshalb bei betriebsmäßigem Anziehen der 8 Muttern im hiesigen
 Bereich der UGll mit anzulegen.

Grundziel ist es nach den Messungen beim gewählten Flansch
 die größte Spannung an der Innenkante der Mutter zu vermeiden, die
 von den Spannungsverhältnissen im Innern des Flansches durch die
 Wirkung der radial gerichteten Zerrungen hervorgerufen wird. Die
 Spannung wird die Spannungsverhältnisse an der Innenkante der Mutter
 von Vorteil. Sie ist durch die Messungen an der Innenkante der Mutter
 direkt

auf der Seite der Mutter zu vermeiden. Die Spannung wird die
 Spannung wird die Spannungsverhältnisse an der Innenkante der Mutter
 von Vorteil. Sie ist durch die Messungen an der Innenkante der Mutter
 direkt

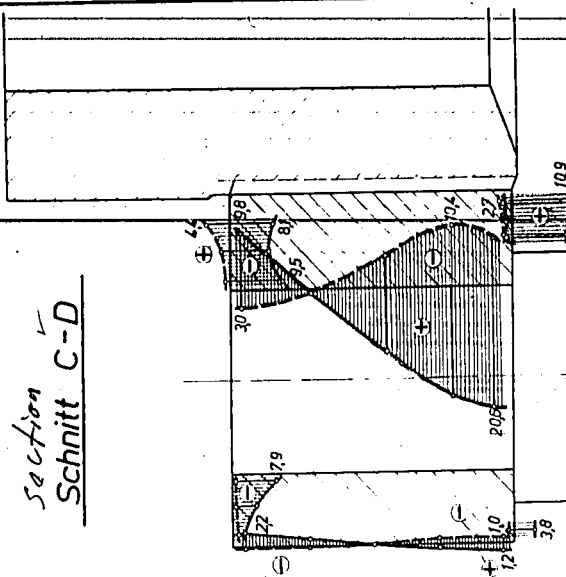
Die Fehler in der Messung sind auf der Außenseite der Mutter
 zu vermeiden. Die Spannung wird die Spannungsverhältnisse an der
 Innenkante der Mutter von Vorteil. Sie ist durch die Messungen an der
 Innenkante der Mutter direkt

Aut. i T-228
5K-1



Section A-B

Test Arrangmt.
Versuchsordnung



Section C-D

Ring- bzw. Tangential Richtung.
Rad. Achsial.
P = p_i (Prossdruck) + 30 % (zusätzliche Schraubenkraft zum Dichthalten)
Test Press. Messure d Strains

Gemessene Anstrengungen $\epsilon \times E$ in kg/mm^2 zwischen $P = 0$ bis 80 ton.

black I. (schwarz) am normalen Flansch. (on a normal flange) with slit bolt hole
red II. (rot) bei außen aufgeschlitztem Schraubenloch (s. Skizze).

Verformungsmessungen — Deformation Measurements

an einem Gew.-Flansch NW 120 für 325 atü.

011 a 120 mm. 325 atü. Threaded Flange.

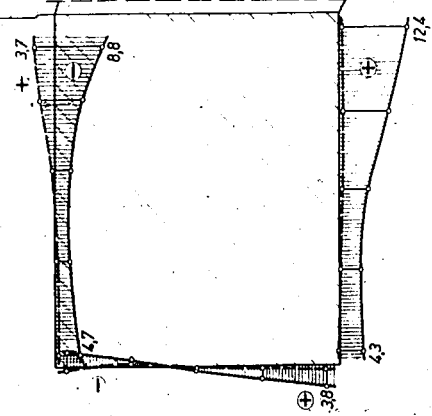
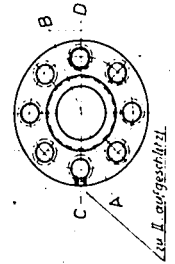
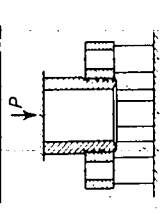
A. W. M.
Me 175.

Auftrag
621/41.

Aut. J-2
SK-2

Schnitt A-B

Versuchsanordnung

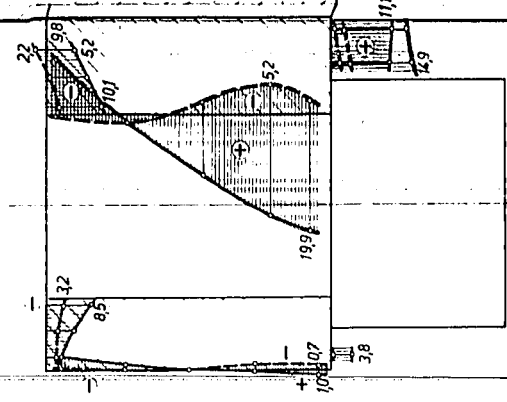


— Ring- bzw. Tangential-Richtung
 - - - Rad. - " Achsial -
 P = Pi (Probedruck) + 30 % (zusätzliche Schraubenkraft zum Dichthalten)

Spannungen $\sigma_r = E \cdot \frac{1}{1-\nu} \cdot (\epsilon_1 + \epsilon_2 \frac{1}{m})$ in kg/mm²

bc-fugen
 zwischen P=0 u. 80 ton.

Schnitt C-D



I. (schwarz) am normalen Flansch
 II. (rot) bei außen aufgeschlitztem Schraubenloch (s. Skizze)

A. W. M.
 Me 175.

Verformungsmessungen
an einem Gew.-Flansch NW 120 für 325 atü.

Auftrag
 621/41

U. S. Bureau of Mines
Hydro. Demon. Plant Div.

T-228

KCBraun
2-5-47

TEST OF 120 mm THREADED FLANGE FOR 325 ATM.
(Measurement of Deformation)

Leuna Werke, 11 March, 1941

Problem:

A 90 mm threaded flange of S1 had been tested for 325 atm. (Test #15/510). This flange split into 3 pieces when it was drawn tight. The reason were old cracks, of which one extended from the outer side to a bolt hole. This raised the question what change in stress distribution and what increase in stress is caused by such a defect in the flange?

Result:

The distribution and extent of the deformations on the outer surface of a normal 120 mm. 325 atm. threaded flange was measured. Then a bolt hole was slit from the outside and the deformation on the inside of the slit hole was measured, using a sensitive Askania gauge.

The test arrangement may be recognized on the attached sketches. SK-1 shows the measured deformations as a measure of strain or effort, SK-2 shows the stresses calculated from them. They are indicated on the outline of the surface, outside of the section where positive, inside of the section where negative. The second measurement with a slit bolt hole is shown in red (at right).

For test purposes the load was applied in a direction opposite to that used in practice, which, however, does not affect the distribution and extent of the deformations.

With a normal flange, black lines, the strains and stresses differ very little from each other. The signs and distribution in the ring test are evident on the top compared to the bottom side.

The signs in the radial direction would be expected to be just the opposite, if we conceive the flange assuming a bell shape due to bending. However, according to the measurements it must be assumed that the transformation into the bell shape is caused

748a

principally by transverse forces. The compressive stresses caused thereby on the inside of the flange, whose main direction is unknown and which cannot be measured either, then cause the measured deformations and unexpected signs.

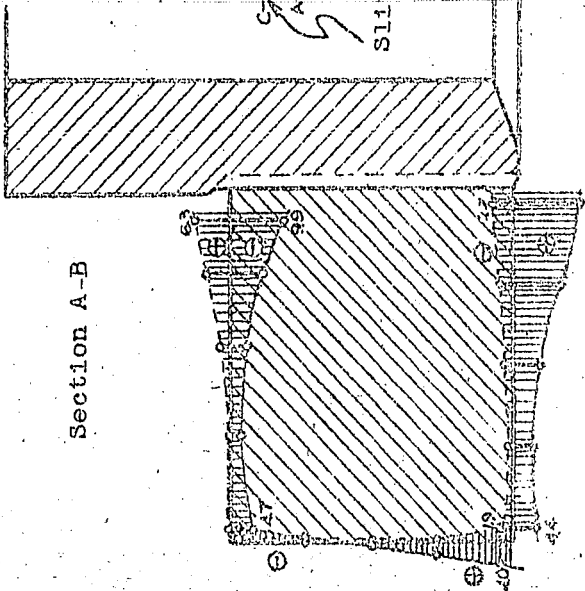
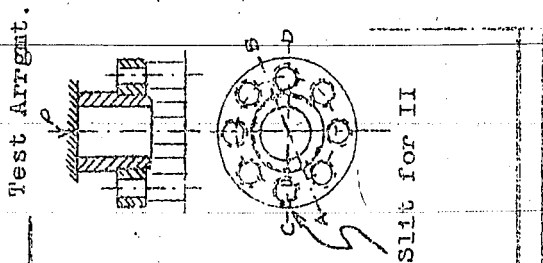
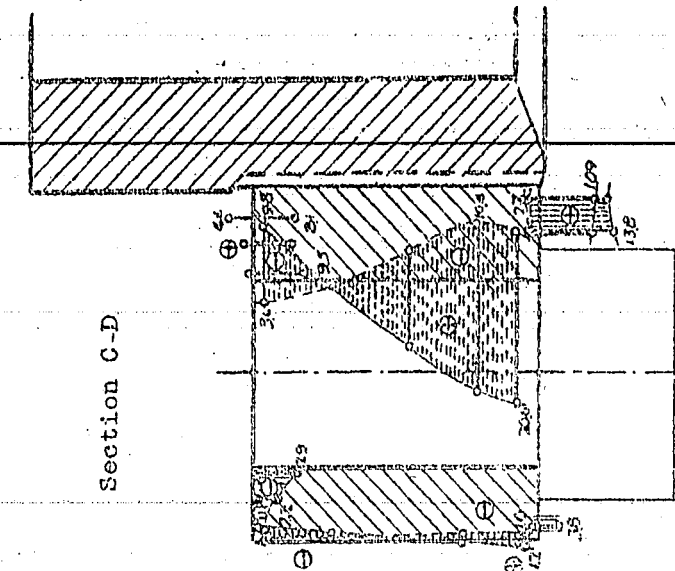
The maximum load on the flange was chosen to be 80 tons, at which positive tightness may be assured, assuming all bolts drawn uniformly tight. However, from observation in practice we may assume that in reality the bolts are drawn tighter and irregular, particularly on smaller flanges, as the 90 mm. It seems, therefore, quite within the range of possibility that double the stresses found in this test may occur in practice.

Fundamentally, the greatest stress may be expected to occur on the inner (threaded) edge, according to the test. (Increased stresses due to the threads are not brought out in this test). When the outer material around a bolt hole is removed the maximum stress is shifted to the inner edge of the hole. It is 50% greater than in a normal flange. (Here also, the increase in stress directly on the sharp edge is not brought out by the test). Since there exists a compressive stress on this edge, in addition and perpendicular to the high tensile stress in an axial direction, it may be assumed that sliding is not obstructed here, and that not the shearing strength but the elastic limit of the material must be considered the limit of overstress, insofar as the design stress is not shifted in another direction by the shape of the flange and the condition of the material.

In any case, a break in the outer flange material at the bolt hole must be considered as seriously endangering the flange.

T-228

SK 1



Ring or Tangential Direction
 - Red. or Axial Direction
 P = Pi (Test Press) + 30% (add lead on bolts for tightness)

Measured Strains ϵ & ϵ in kg/mm^2 between P = 0 & 80 ton.

- I. on normal flange
- II. with slit bolt hole

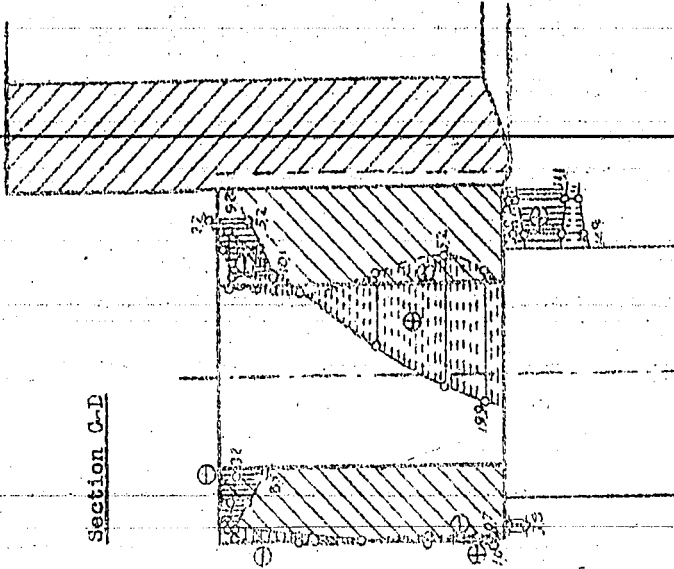
DEFORMATION MEASUREMENTS ON A 120 M.M. - 325 ATM. TYPED FLANGE.

748c

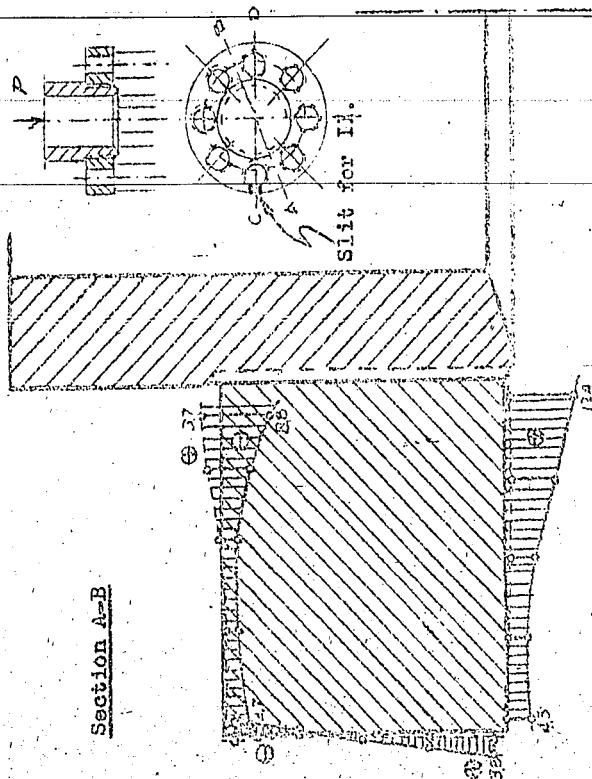
T-228

SK 2

Section C-D



Test Arrangement



Section A-B

Ring of Tangential Direction
 Rad. or Axial Direction
 P = Pi (Test Press) = 30% (add lead on bolts for tightness)

Stresses $S = \frac{P}{A} \times \frac{1}{\cos \theta}$ in kg/mm^2 between P 0 & 20 ton.

- i. ... on internal flange.
- ii. ... with slit bolt hole

DEFORMATION MEASUREMENTS ON A 120 M.M. - 325 APR. THREADED FLANGE

748d

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Ihre Zeichen 2

Ihre Nachricht vom

Unsere Nachricht vom

Unsere Zeichen

LUDWIGSHAFEN A. RH.

HOCHDRUCKVERSUCHE 14. Mai 1942

P/La 558

Scha/Pr.

Betreff

Erfahrungsaustausch; Balglinsen.

Wir danken Ihnen für den Beitrag zu unserer Rundfrage vom 2.2.1942 betr. Balglinsen.

In der Anlage übersenden wir Ihnen die Auswertung dieser Rundfrage in Form einer tabellarischen Zusammenstellung. Danach ist die Balglinse den höchsten Anforderungen, die im Kammernbetrieb gestellt werden, gewachsen.

Herr Obering. Zimmermann, Pölitze, verwies auf von ihm im Jahre 1936 durchgeführte Abschreckversuche mit normalen Linsen und Balglinsen. Es wurde eine 25 MV heiße Leitung von 120 mm RW mit Wasserstoff von 15°C abgeschreckt. Während normale Linsenverbindungen durch diese allerdings sehr scharfe Abkühlung sämtlich undicht wurden, blieben Balglinsen dicht.

1. Aufl.

POSTANSCHRIFT DES ABSENDERS I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft, Ludwigshafen a. Rh.

Heil Hitler!

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Leuna
Scholven
Gelsenberg
Pölitze
Welheim

Brabag 4x
Rheinbraun
Lützkendorf
Oberschlesien 2x
Brüx

Mech-8

T-245
K13



83258/247

Experimente mit Bellows Linsen

DRAHTWORT
Anillfabrik
Ludwigshafenrhein

FERNRUF
Nr. 6490

EMPFANGSAHNHOF
Ludwigshafen (Rhein)
Anillfabrik

GESCHÄFTSZEIT
8-17 Uhr, Samstags 8-13 Uhr
BESUCHE
9-12 Uhr, außer Montage und
Samstags

KONTEN
Reichsbank-Giro-Konto Nr. 82
Postcheckkonto Nr. 5816
Ludwigshafen a. Rh.

1205-765-5M-430

749

Balglinsen.

T-245

Hydrier-Werk	Leuna		Brabag				Zeitz	Welheim		Scholven		Gelsenberg		Pölit		Lützkendorf		Wosseling	
	Böhlen		Magdeburg																
	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	TTh-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.
Druck atü	230	230	300	300	300	300	300	700	700	300	300	700	325	700	325	700	700	700	325
Seit wann werden Balglinsen verwendet?	Mitte 1936		nein	1937			1939	1938	1939	1937	vorge-	1938		1940		1940		1941	
Grund:	Vermeidung v. Undichtheiten			z. Erprob.			v. Leuna empfohlen	höhere Elastizität		Vermeidung v. Undichtheiten		nach Vorschrift d. IG	nach Vorschrift d. IG	höhere Elastizität				nach Vorschrift d. IG	
Temperatur ° C ?	410			380 -400			430	max. 480	max. 480	300 -480		420 -480	400 -520	420 -460	390 -420	max. 466	max. 450	200	
Temperaturschwankung ° C	keine			keine			100		20 -30	20 -30 350		50	500	30 -460	30 -420	50 in 1/4 h	50 in 1/2 h	40	
In welchen Leitungen sind Balglinsen eingebaut ?	in Vorheizer Ltg.	in allen heißen Ltg.		in Steigltg. zw. d. Ofen u. zum Reg. I			in allen Verbind. Ltg. von Eing. Reg. II bis Ausg. Reg. II	Ltg. von Reg. Öfen, Gasvorheizer und Entschlammg.		in Steigltg. zw. d. Öfen u. Notentp.		in allen Heißltg. ab 45 l ø		in allen Heißltg. ab 45 l ø		in allen Heißltg. ab 58 l ø		in allen N8 u. N10 Ltg. der Kammer ab NW 45	90
Werden Balglinsen nur in geraden Rohrsträngen oder auch an Formstücken verwendet ?	in Leitungen und Formstücken			nur in Steigltg.			in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken		in Ltg. und Formstücken		in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken	in Leitungen und Formstücken
Welche NW haben die Balglinsen ?	120	70 -120		120			90 u. 120	45,70 90 u. 120	45,70 und 90	45,120 und 160		45,70, 90 und 120	90 und 120	45,70, 90 u. 120	90 und 120	58, 70, 90 120 und 150		45,90 und 120	90 und 120
Material der Leitungen u. Formstücke?	N6, N8	N6, N7 u. N8		N8			N8	N8 u. N10		N8		N8 u. N10	N8	N8 u. N10	N8	N8 u. N10 neuerdings N8V u. N9		N8, N8V N9, N10	N8 N10
Material der Balglinsen ?	N5			N8, N5			N5	N8		N5		N8	N5, N8	N8 u. N5A	N8 u. N5A	N8 neuerdings N8A		(N8) N5A	
Sind die Flanschen besonderen Beanspruchungen unterworfen, z.B. Biegung der Flanschverbindung bei Verbindungsleitungen zwischen den Öfen ?	Biegebeanspruchung			Biegebeanspruchung			Biegebeanspruchung	Biegebeanspruchung		Biegebeanspruchung		Biegebeanspruchung	Biegebeanspruchung	Biegebeanspruchung	Biegebeanspruchung	Zug- und Biegebeanspruchung		Biegebeanspruchung	
Sind für das Anziehen der Flanschverbindungen besondere Vorschriften zu beachten ?	in kaltem Zustand anziehen			nein			nein	nein		nein		nein	nein	nein	nein	in kaltem Zustand anziehen u. mit Spionmaß nachprüfen		nein	
Welche Störungen treten an den Balglinsen auf ?	keine			keine			keine	keine		keine		keine	keine	keine	keine	keine		keine	

U. S. BUREAU OF MINES
HYDRO. DEMON. PLANT DIV.

T-245

KCBraun
2-14-47

EXPERIENCES WITH BELLOWS LENSES

Ludwigshafen, 14 May, 1942.

The attached table summarizes the evaluation of the bellows lense by the various plants, in reply to a circular inquiry of 2 February, 1942. Accordingly, the bellows lense is equal to the most severe demands in hydrogenation works.

Chief Engineer Zimmermann of Pultz referred to a quenching test made in 1936 on both normal and bellows lenses. A 120 mm line was quenched with hydrogen at 15°C. While all normal lens connections leaked, due to the rapid cooling, the bellows remained tight.

750a

BELLOWS LENSES

Plant	Leuna		Behlen		Zeititz		Welheim		Scholven	
	L.Ph.	V.Ph.	L.Ph.	V.Ph.	TRK-Ph.		L.Ph.	V.Ph.	L.Ph.	V.Ph.
Pressure-atm.	230	230	300	300	300		700	700	300	300
Since when used?	MIG-1936		No	1937	1939		1938	1939	1937	Propos.
Reason	Avoid leaks		Trial		Recom. by Leuna		Greater elasticity		Avoid leaks	
Temperature °C	110		380 400		430		Max. 480	Max. 480	300 480	
Temp. Fluctuations	No		No		100		20 30		20 30 350	
Which lines have bellows lenses?	In proh. hot line	ALL hot lines	Risers betw. Conv. & to H.E.I.		All lines fr. H.E.I.I Inlet to H.E.I.I Outlet		Lines fr. H.E. conv., preheat & letdown		Riser betw. conv. & Energ. Exp.	
Are they used only in straight lines or also in fittings?	In lines & fittings		Only in risers		In lines & fittings		In lines & fittings		In lines & fittings	
What sizes? (mm)	120	70 120	120		90-120		45-120 120	45-90	45-160	
Material of lines and fittings.	N6	N6, N7, N8	N8		N8		N8 & N10		N8	
Bellows Lense Material	N5	N5	N3 N5		N5		N8		N5	
Are flanges especially stressed?	Bending		Bending		Bending		Bending		Bending	
Any special rules for tightening flgs?	Tighten cold		No.		No.		No		No	
What trouble with B.L.'s, if any?	No		No.		No.		No.		No.	

750 k

BELLOWS LENSES

Plant	Gelsenberg		Pöhlitz		Lutzgendorf		Wesseling	
	L.Ph.	V.Ph.	L.Ph.	V.Ph.	L.Ph.	V.Ph.	L.Ph.	V.Ph.
Pressure-atm.	700	325	700	325	700	700	700	325
Since when used?	1938		1940		1940		1941	
Reason	Specified by I.G.		Specified by I.G.		Greater Elasticity		Specified by I.G.	
Temperature °C	420	400	420	390	Max. 466	Max. 450	200	
Temp. Fluctuations	480	520	460	420	50	50	40	
	50	500	30	30	in	in		
	460	420	460	420	in	in		
Which lines have bellows lenses?	In all hot lines from 45 mm up.		In all hot lines from 45 mm. up		In all hot lines from 58 mm up		All N8 & N10 lines of stall from 45 mm 90	
Are they used only in Straight lines or also in fittings?	In lines & fittings		In lines & fittings		In lines & fittings.		In lines & fittings	
What sizes? (mm)	45-	90	45-	90	58 - 150		45-	90
	120	120	120	120			120	120
Material of lines and fittings.	N8	N8	N8	N8	N8 & 10		N8, N9	N8
	N10		N10		N8V & N9		N9, N10	N10
Bellows lense Matl.	N8	N5, N8	N8	N8	N8		N8,	N8,
			N5A	N5A	N5A		N5A	N5A
Are flanges especially stressed?	Bending		Bending		Tension & Bending		Bending	
Any special rules for tightening flgs?	No		No		Tighten cold & Check		No	
What trouble with B.I.'s, if any?	No		No		No		No	

750c

I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Technische Abteilung

T-249
K13

D.R.G. 16/89, 294

DRAHTWORT
Samstags
Ludwigshafen

PERSONEN
Nr. 488

EMPFAHLENDEN
Ludwigshafen (Tele)
Anstalt

GESCHÄFTSZEIT
8-17 Uhr, Sonntags 8-18 Uhr
DRUCKZEIT
8-17 Uhr, außer Montags und
Dienstag

POSTANSCHRIFT DER ABTEILUNG I.G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft,
Technische Abteilung, Ludwigshafen a. Rh.

Mech-9

Zurück an
Vorzimmer Dir. Dr. Ples

- 1) Pölitz, H.O.I. Zimmermann
- 2) Wesseling, H. Dr. Erdmann
- 3) Brabag, H.O.I. Lackner
- 4) Brück, H.O.I. Kutter
- 5) Blechhammer, H.O.I. Wöhner
- 6) Scholven, H.O.I. Stärker
- 7) Welheim, H.O.I. Richter
- 8) Leuna, H.O.I. Cron.

Ihre Zeichen: Ihre Nachricht vom: Unsere Nachricht vom: Unsere Zeichen: LUDWIGSHAFEN A. RH.

TE/N-Bg/allg. 19. März 1943 / Fu.

Betreff: *Chuck Valve mit drop-shaped Disk.*

Rückschlagventile mit Tropfenform.

Alle Schriftstücke in 3 Ausfertigungen oder mit 1 kopierfähigen Durchschlag versehen.

Es ist bereits mehrfach von Sydrrierwerken der Wunsch ausgesprochen worden, die Tropfenrückschlagventile durch Einbau eines auswechselbaren Sitzes zu verbessern.

Bekanntlich haben die Tropfenform-Rückschlagventile bereits mehrfache Änderungen erfahren, die durch Betriebsstörungen bedingt waren. Die wichtigsten bereits durchgeführten Änderungen sind:

- 1) Erleichterung des Tropfens durch Anbringung eines Hohlraumes.
- 2) Verringerung des Hubes zwecks Verkleinerung der Schlagarbeit.
- 3) Vergrößerung des Spiels in der Führung zur Verringerung der Gefahr des Hängenbleibens.
- 4) Anbringung einer Sicherheitsbohrung, um einen übermäßigen Verschleiß des Gehäuses rechtzeitig durch Undichtigkeit anzuzeigen.

Wir haben auf Anregung eines Werkes weitere Verbesserungsmöglichkeiten geprüft, wobei auch die heutige Werkstofflage Berücksichtigung finden mußte, und sind zu folgendem Ergebnis gekommen:

- Zu 1) Es ist eine weitere Erleichterung des Tropfens durch Ausdrehen der Hälften mit einem Formstahl sowie durch Zusammenschweißen unter Wegfall der Gewindeverschraubung möglich (NB 306-2). Eine weitere Gewichtsverminderung ist möglich, wenn der Tropfenkörper nach unten geöffnet wird (NB 263-4), obwohl das R.V. strömungstechnisch etwas ungünstiger werden würde.
- Zu 2) Eine Verringerung des Hubes ist bei den meisten NW nicht mehr möglich. Die Sitzfläche soll jedoch soweit als möglich verbreitert werden, damit die Schlagwirkung durch das Öl- bzw. Brei-polster verringert wird.
- Zu 3) Da bei Rückschlagventilen in NB- bzw. NSA-Ausführung meist infolge Schwefeleisenbildung ein Hängenbleiben eintritt, besteht die Möglichkeit, diese Bildung durch Einziehen einer RMI-Büchse in die Gehäuse ganz zu vermeiden. Da die Büchse aus Blech ge-

NB 306-2
NB 263-4

- 2 -

731



zollt, geschweißt und bearbeitet werden kann, wurde der Herstellungsaufwand nur gering. Dgl. könnten die Führungsteile an den Blügel-Auftragschweißungen aus RM oder RM2 erhalten. Die Regel selbst werden nicht mehr voll aus RM-Stahl hergestellt, sondern erhalten tiefgehende Auftragschweißung aus RM-Stahl.

Wir bitten zu diesem Punkt um Ihre Rückäußerung, ob bei den Rückschlagventilen aus NO bzw. NKA neuerdings eine Schwefelbildung noch beobachtet wurde und ob sich das Einziehen einer Blöße wirklich lohnt.

Zu 4) Die Sicherheitsbohrung ist vor Jahren auf Vorschlag eines Werkes angebracht worden, da der Tropfen eines Rückschlagventiles sich unbemerkt bis in den Hals des Gehäuses durchgeschlagen hatte, was einen Kammerbrand zur Folge hatte. Demgegenüber wird von einigen Werken die Entfernung der Sicherheitsbohrung gewünscht, da diese hierin eine Gefahr sehen. Wir vertreten den Standpunkt, daß Rückschlagventile wie ein Maschinenteil gewartet werden müssen, d.h. jeder Betrieb muß diese während der jeweils geschalteten Erfahrung nach bestimmter Laufzeit austauschen.

Wir bitten Sie um Rückäußerung, ob die Sicherheitsbohrung bei neueren Ventilen beibehalten soll.

5) Die Sitzringe sind nicht aus RM-Stahl hergestellt, sondern erhält eine tiefe geschwächte Auftragschweißung aus RM-Stahl.

Wir legen Ihnen 2 Entwürfe bei, nach denen es möglich ist, auch die bereits gelieferten Rückschlagventile mit austauschbaren Sitzen auszurüsten. Hierbei ist es nötig, die Gehäusehälften zu vertauschen und die alte Sicherheitsbohrung zu verschließen.

Wir bitten Sie um Ihre Rückäußerung.

I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

U.S. DEPARTMENT OF COMMERCE
BUREAU OF STANDARDS

7-094

2/11/47

CHECK WITH WESTINGHOUSE DISK

Mr. J. H. ... 19 March 1947

The device to measure the ... of an ...
... ..

... ..

... ..

... ..

... ..

... ..

To ... The safety hole was adopted ... of the suggestion

752a

of one of the plants, because the cover of a check valve had pranged itself thru to the back of the housing, unobserved, which caused a fire in the stall. On the contrary, some of the plants request the elimination of this safety hole because they consider it dangerous. We are of the opinion that check valves must be serviced like any other part of a machine, i.e. every plant must interchange them as regular intervals as their own experience could indicate.

5.) The vent plate is no longer made of solid A1-steel, but only the wearing surface is of welded-on B1-metal.

752.6

Mech-10

7-382

Abteilung Hydrierung

Scholven, den 5. April 1941 Pa.

Gruppe K1.

Arbeit für 2 Motoren

Bericht über Versuche zur Verwendung einer geringeren Anzahl von Tellern im Tellerstock der Laval-Zentrifuge.

Der normale Abstand der einzelnen Teller im Tellerstock der Laval-Zentrifuge, die den verdünnten Kammerabschlamm zerlegt in einen Schleuderrückstand von 36 - 40% Festem und ein Schleudersöl von 10-12% Festem, beträgt 1 mm; das entspricht einer Tellerzahl von 218 Tellern pro Tellerstock. In Scholven wurden seit einiger Zeit Versuche angestellt, die zeigen sollten, ob es nicht möglich ist, mit einer geringeren Anzahl von Tellern auszukommen. Es wurden deshalb eine Reihe von Zentrifugen mit nur 51 Tellern, entsprechend einem Abstand der einzelnen Teller von 4 mm, mit den bisher gebräuchlichen 218-Tellermaschinen verglichen. Die Ergebnisse sind auf dem beigegebenen Kurvenblatt einander gegenübergestellt. Die ausgezogene Kurve zeigt jeweils die Resultate der 218-Tellermaschine, die gestrichelte Kurve diejenigen der 51-Tellermaschinen. Jeder eingetragene Tagewert ist ein Durchschnittswert von 5 - 8 Einzelmaschinen.

Das Kurvenpaar I zeigt, daß der Festwert des Schleudersöls der Zentrifugen mit 218 Tellern durchweg höher liegt, als bei den Zentrifugen mit 51 Tellern; er beträgt im Mittel 11,03% Festes bei 218 Tellern und 10,92% Festes bei 51 Tellern, spricht also für die Zentrifuge mit der geringeren Tellerzahl.

Kurvenpaar II gibt die Festwerte des Schleuderrückstandes an. Auch hier wirkt sich die 51-Tellermaschine mit einem Durchschnittsfestwert von 40,2% günstiger aus, als die 218-Tellermaschine mit einem mittleren Festwert von 38,4%.

Kurvenpaar III gibt die Häufigkeit der Spülungen der Maschinen an. Als Vergleichswert ist der Prozentsatz der gespülten Zentrifugen, bezogen auf die Gesamtzahl der laufenden Maschinen, angegeben. Aus dem Verlauf der Kurven ist ersichtlich, daß praktisch kein Unterschied zwischen den 218-Tellerzentrifugen und den 51-Tellerzentrifugen besteht; Der rechnerische Mittelwert liegt bei 106,2 bzw. 110,2, d.h. also, daß jede Maschine durchschnittlich 1 x pro Tag gespült werden mußte. Diese verhältnismäßig große Häufigkeit der Spülungen, wie sie vor allem im Monat Februar zu beobachten ist, wo teilweise jede laufende Maschine durchschnittlich 4 x am Tage gespült werden mußte, ist darauf zurückzuführen, daß der Kammerabschlamm in letzter Zeit aus noch nicht genau geklärten Gründen sehr viel grobkörniger

2759

755

Anteile enthält. Dadurch werden die 1,9 mm Düsen der Zentrifugen verstopft. Zur Vermeidung dieser Störungen wird zur Zeit in Scholven ein Schwingsieb mit 0,5 mm Maschenweite aufgestellt, über das die gesamte Schleudermischung zur Entfernung dieser grobkörnigen Anteile vor dem Eintritt in die Zentrifugen gefahren werden soll.

➤ Kurvenpaar IV gibt den Prozentsatz der in Betrieb befindlichen Maschinen an, die infolge Verstopfung oder schlechtem Schleudereffekt abgesetzt werden mußten. Man sieht auch hier, daß die Maschine mit geringerer Tellerzahl der geübrigen Zentrifuge überlegen ist; der Anteil an abgesetzten Maschinen beträgt im Durchschnitt bei 218 Tellern 17,8%, bei 51 Tellern 9,4% jeweils bezogen auf die Anzahl der im Betrieb befindlichen Zentrifugen.

➤ Die Gegenüberstellung der beiden Maschinen mit 218 Tellern entsprechend einem Tellerabstand von 1 mm und mit 51 Tellern entsprechend einem Abstand von 4 mm, spricht also in allen wesentlichen Gesichtspunkten für die Maschine mit der geringeren Tellerzahl. Es muß noch hinzugefügt werden, daß bei der 218-Tellermaschine die Auflage der einzelnen Teller aufeinander so angeordnet ist, daß sich auf der Innenseite des Tellers 8 Auflagepunkte und außen 16 Auflagepunkte befinden, während die 51-Tellermaschine 8 durchgehende radialverlaufende Rippen hat (vgl. Bild 1 und 2). Es wurde nun auch noch eine Zentrifuge mit 51 Tellern und mit durchbrochener Rippenauflage untersucht (vgl. Bild 3). Überraschenderweise zeigte sich dabei eine weitere Verbesserung gegenüber der 51-Tellermaschine mit durchgehender Rippenauflage. Die folgende Tabelle stellt diese Ergebnisse gegenüber, wobei gleichzeitig der Leistungsbedarf der einzelnen Maschinen gemessen wurde.

	% Fest. im Schl. 31	% Fest. i. Schl. 51	kg Schl. 31/h	kg Schl. 51/h	Watt	Leistung PS	kg/sec
Zentrifuge im Leerlauf	-	-	-	-	4350	5,92	443,7
218-Tellerzentrifuge	10,9	39,2	26,38	604	4900	6,66	499,8
51-Tellerzentr. mit durchgehender Rippenauflage	10,0	42,3	23,19	667	4920	6,69	501,4
51-Tellerzentr. mit geteilter Rippenauflage	9,66	45,1	2350	652	5000	6,80	510,9

Zusammenfassend kann man sagen, dass eine Verminderung der Tellerzahl in der Level-Zentrifuge von 218 auf 51 Teller den Trennungseffekt von Festem und Öl beim Schleudern des Hydrationsabschlammes durchaus günstig beeinflusst. Dabei ist es zweckmäßig, die Auflage der einzelnen Teller aufeinander nicht als durchgehende, sondern als unterbrochene Rippen auszubilden. Diese vorläufigen Versuche werden in Scholven weitergeführt, wobei vor allem festgestellt werden soll, wie sich eine weitere Vergrößerung der Tellerabstände, d.h. eine noch weitere Verminderung der Tellerzahl, auswirkt.

Ruschmann

KGBraun
6/10/47

Experimenting with Fewer Plates in the
Laval Centrifuge

By Ruschmann, Scholven, 5 April 1941

(With 2 Sketches)

The normal distance between the individual plates on the plate shaft of the Laval centrifuge, which breaks up the diluted stall lotdown into a centrifuge residue containing 28-40% solids and a centrifuge oil containing 10-12% solids, is 1 mm. This corresponds to 218 plates per plate assembly (Tellerstock). Experiments have been under way at Scholven to find out if fewer plates could be used. For this purpose a number of centrifuges with only 51 plates, corresponding to a plate distance of 4 mm, were compared with the 218 plate machines currently in use. The results are shown on attached Diagram 1. The full curve shows the results from the 218 plate machines and the dotted curves those from the 51 plate machines. Each daily value is an average of 5 to 8 machines.

Curves I show that the % solids in the centrifuge oil is uniformly higher for the 218 plate centrifuges than for the 51 plate machines. The average is 11.03% solids with 218 plates and 10.52% with 51 plates, or in favor of the centrifuge with the fewer plates.

Curves II show the % solids in the centrifuge residue. Here also, the 51 plate centrifuge has the advantage over the 218 plate machine, with an average solids content of 40.2% compared to an average of 38.4%.

Curves III show the frequency of flushing of the machines. The % of flushed centrifuges, based on the total number of machines running, is used for comparison. It may be seen from the curves that there is practically no difference between the 218 plate and the 51 plate machines. The calculated mean is 106.2 and 110.2, i.e., each machine had to be flushed on an average of once a day. This relatively high frequency of flushing, particularly observable for February, where on some days every machine had to be flushed 4 times a day, is due to the fact that the lotdown lately contains very many coarse grained particles, the reason for which has not been satisfactorily explained. This caused plugging of the 1.9 mm centrifuge nozzles. To avoid these disturbances, Scholven is presently installing a 0.5 mm mesh vibrating screen, over which the entire centrifuge mixture is to be run before entering the centrifuge for the removal of these coarse grained particles.

Curves IV show the % of machines in operation, which had to be shut off because of plugging or poor centrifuge effect. It is likewise apparent here that the machine with the fewer plates is superior to the centrifuge used up to the present time. The proportion of shut down machines averages 17.8% with 218 plate centrifuges, against 9.4% for the 51 plate machines, both figures based on the number of machines in operation.

The comparison of the 2 machines with 218 and 51 plates, corresponding to a distance between plates of 1 and 4 mm, respectively, consequently favors the machine with the fewer plates in all essential respects. It should be added that in the 218 plate machine the assembly of the plates, on top of each other is arranged so that there are 8 points of support on the inside and 16 on the outside, while in the 51 plate machine the plates have 8 continuous

755a

radial ribs. See Diagram 2, Figs. 1 and 2. Now, for comparison, one 51 plate machine was tried out with 8 broken ribs. See Diagram 2, Fig. 3. Surprisingly, this machine indicated a further improvement, compared to the 51 plate machine with continuous ribs. The following table compares the results, and, at the same time, indicates the power requirements:

	% solids in cent.oil	% solids in cent.resid.	Kg.cent. oil/h	Kg.cent. Resid/h	Power		
					Watts	H.P. (P.S.)	mkp/sec.
Centrifuge idling	-	-	-	-	4350	5.92	443.7
218 plate centrifuge	10.9	39.2	26.38	604	4900	6.66	499.8
51 pl. cent. with cont.ribs	10.0	42.3	23.19	667	4920	6.69	501.8
51 pl. cent. with brok.ribs	9.66	45.1	23.50	672	5000	6.80	510.0

In summary we may say that reducing the number of plates in the laval centrifuge from 218 to 51 has a favorable effect on the separation of solids and oil in centrifuging hydrogenation letdown in all respects. It is also advantageous to shape the supports of the plates on each other in the form of broken (discontinuous) ribs, rather than as continuous ribs. These preliminary experiments are being continued in Scholven. It is primarily intended to determine the effect of a still greater distance between plates, i.e. the effect of still fewer plates.

/fklp

7552

T-382
Diagram 2

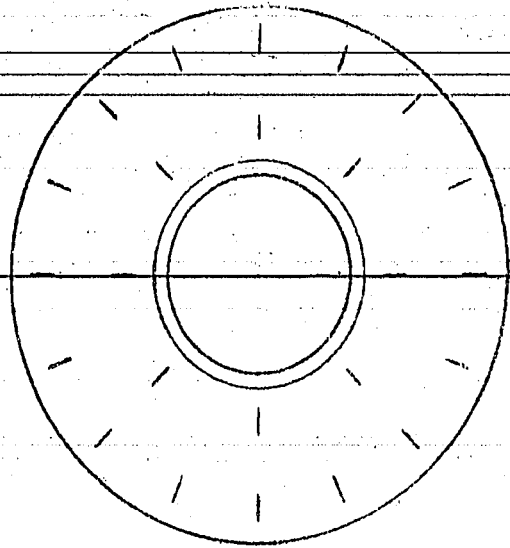


FIG. 1
NORMAL PLATE SUPPORT FOR
218 PLATE CENTRIFUGE.
2 RIBS INSIDE
16 RIBS OUTSIDE
1mm. DISTANCE BETWEEN RIBS

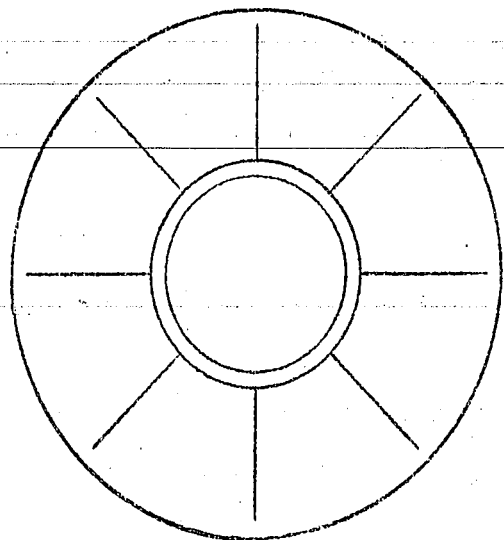


FIG. 2
51 PLATE CENTRIFUGE,
8 CONTINUOUS RIBS
4mm. DISTANCE BETWEEN RIBS

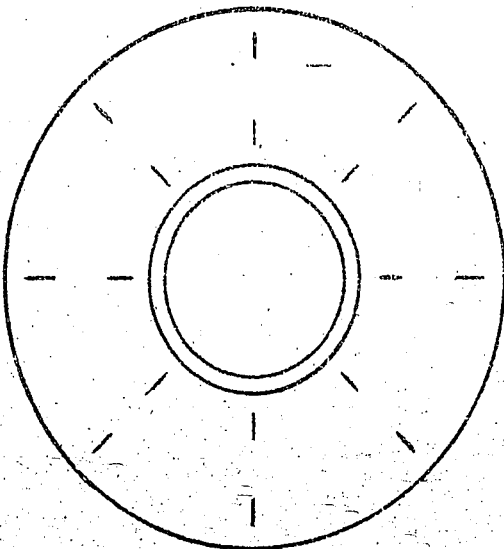


FIG. 3
51 PLATE CENTRIFUGE,
8 BROKEN RIBS
4mm. DISTANCE BETWEEN RIBS

755c

T-282
3/2/110
40 KUNSTSTOFF

mechanical data

Zur Post gegeben am
- 3. MRZ. 1942

IG Farbenindustrie Aktien-
gesellschaft

Hochdruckversuche
Ausdehnungen (Stahl)
bau 558

29.9.41

B/ak

3. März 1942

Erklärungsaustausch
gehärtete Zylinder und Pleitmaschinen für Hochdruckmaschinen

Wie unser Werk war geplant, neben nitriergehärteten Zylindern und Pleiten in bevorzugter Menge nach dem Mannesmann-Verfahren behandelte Bauteile zu verwenden. Zur Unterstützung dieses Beschlusses war in Gelsenberg eine Pleite nach dem Mannesmann-Verfahren mit einem derartig behandelten Zylinder vorgenommen worden, der leider jedoch ein Versager war. Daraufhin haben wir uns mit der Gelsenberg-Werke in Verbindung gesetzt, und unsere Herren Dipl.-Ing. T. i. e. m. e. und ... haben diesbezüglich eine Besichtigung und Aussprache mit den dortigen Herren gehabt. Bei dieser Gelegenheit haben wir folgendes festgestellt:

- 1.) Die nitriergehärteten Zylinder und Pleiten haben bis auf wenige Ausnahmen in Gelsenberg voll befriedigt, jedoch sind bei der Pleitprüfung vor nur einem Lieferwerk die Lieferzeiten untragbar lang, so daß damit eine Aufrechterhaltung des Betriebes gefährdet war.
- 2.) Mannesmann-gehärtete Zylinder und Pleiten haben in Gelsenberg in keinerlei zufriedenstellende Ergebnisse gezeigt; besonders die innengekühlten Zylinder sind nach einer gewissen Betriebszeit geplatzt und abgerissen. Einige Beispiele dieser Art werden vorgewiesen. Die nicht fullen Pleiten waren vor dem Zylinder bereits merklich verzogen (Spannungsgewichteten-Kolbenpleiten).

81138

5248

756

IS "Rechnungswesen"

Ergebnisprotokoll

abgeteilt Klänge und Kollisionsen der Gesellschaften

Nach einer gewissen Arbeitszeit über dem selben werden die ...
zu ... werden.

3.) Unten- abgeteilt Klänge und Kollisionsen der ...
zu einer ... die ...
besteht, die ...

und ...
auf die ...

Als wir ...
fassen, bitten wir Sie, im Rahmen der ...
in Frage ...
den heutigen ...

Er eine möglichst schnelle ...
einer ...

Die ...

Seit ...

Gesamt ...

gez. ppa. M. Krönig

Verteiler:

Dir. Joseph Hans
O. I. Puschüller
Dr. Krönig
D. I. Wölmer

D.173,76.

Firma

Gelsenberg Benzin A.G.

Gelsenkirchen

Postfach 15

HOCHDRUCKVERSUCHE 11.4.42 Schj/F.
P/Lu 558

: Erfahrungsaustausch,
gehärtete Plunger und Kolbenstangen für Hochdruckmaschinen.

Für Hochdruckmaschinen 300 und 700 atü für Gase und Flüssigkeiten werden im allgemeinen Kolbenstangen und Plunger verwendet, die an der Stopfbüchsenlauffläche eine harte Oberfläche besitzen. Die Betriebsergebnisse mit diesen Stangen und Plungern verschiedenen Materials und verschiedener Herstellungsart sind unseres Wissens sehr unterschiedlich. Die Oberschlesischen Hydrierwerke, die vor der Beschaffung bzw. Inbetriebnahme eines neuen großen Maschinenparks stehen, haben uns nun gebeten, bei den in Frage kommenden Hydrierwerken eine diesbezügliche Umfrage zu halten.

Wir bitten Sie daher um Mitteilung Ihrer Erfahrungen, die Sie mit

- 1) nitrierten Stangen,
- 2) autogengehärteten Stangen, die neuerdings vielfach verwendet werden,
- 3) einatzgehärteten Stangen unter Angabe der Härtetiefe,
- 4) Stangen von der Firma A.Mannesmann Remscheid, die bekanntlich seit einigen Jahren die sog. Verbundhärtung nicht mehr ausführt, sondern nach einem normalen Einsatz-Tiefhärteverfahren arbeitet,
- 5) Stangen aus sonstigem Material (hartverchromt, inchromiert oder dergl.) oder ungehärtet

bei Kompressoren, Gasumlaufpumpen, Kolbenpumpen, Kohlebrei- und Kontaktpressen, Heißumlaufpumpen, Entspannungsmaschinen usw. gemacht haben, bzw. uns Vorschläge für die günstigste Oberflächenhärtung zu machen. Ihre Mitteilung müßte auch Angaben über Hublänge und Hubzahl bzw. Stangengeschwindigkeit, Druck, Hauptabmessungen, Art des Fördergutes, Art und Schmierung bzw. Spülung der Stopfbüchsen, Betriebsbedingungen usw. enthalten, da diese zur Beurteilung der Ergebnisse notwendig sind. Erwünscht sind auch soweit möglich Angaben über Preise, Beschaffungsmöglichkeiten bzw. Lieferzeiten und Herstellungsfirmen.

Die uns zugehenden Mitteilungen werden im Rahmen unseres Erfahrungsaustausches allen an der Umfrage beteiligten Werken zugeleitet. Wir bitten um baldgefl. Rückäußerung.

I.G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Waldemann Gez. I. V. Schönjahn

82323

757

Handwritten note: ...

- 1.) Gelsenberg-Benzin A.G.
- 2.) Hydrierwerk Scholven A.G.

Masch. Zeichn.

zu 1) TA/H/Btg
 " 2) ---

ETA/H/Allg.

21.5.49
 Hg. 8.

Spannschraub-Plunger für Dreipressen 700 st.

Für Aufträge auf Dreipressen sind stets Plunger aus Spannschraub-Verbandstahl vorgeschrieben, weil dieser sich nach den Erfahrungen der H. Farbenindustrie AG. für diesen Zweck dadurch als bestgeeignet, daß die Tiefe der Härteschicht des bei den üblichen Verschleiß nötig werdende Nachschleifen mehrmals gestattet, aus diesem Grunde wurden für die 700 st-Stufe der Bauverlichter für Schlossen-Benzin ebenfalls Spannschraub-Plunger gewünscht, obwohl solche bisher nur für Dreipressen, nicht aber für Handlinien in mehr als sechsfach höherer Drehzahl erprobt waren. Ein Spannschraub-Plunger für 700 st wurde versuchsweise bei einem Nachschleifverlichter der Hydrierwerke Felits AG. eingebaut, wo er also unter den gleichen Betriebsverhältnissen wie in den Maschinen für Schlossen-Benzin zu arbeiten hatte. Die Härte der Lauffläche betrug durchwegs, doch zeigte der Plunger nach etwas über 1000 Stunden Laufzeit eine schadhafte Stelle, als deren Ursache ein nach Untersuchung durch den Lieferer festgestellter Materialfehler anzusehen war, welcher von der Kühlbohrung aus aus einer Längsrichtung, der sich bis nach außen durcharbeitete.

Daraufhin wurde ein ausogen gehärteter Versuchsplunger eingebaut (die ursprünglich verwendeten Plunger waren nitriert-gehärtet), doch wurde dieser nach fast der gleichen Laufzeit ebenfalls schadhafte. Die Untersuchung suchte Feststellung der Ursache ist noch nicht abgeschlossen.

Der Nitrierhärtung haftet bekanntlich der Mangel an, daß die Hartenschicht sehr dünn ist, so daß bei den geringsten Verschleiß der Plunger oder die Kolbenstange aus Nachnitrieren in aus Lieferwerk gesucht werden muß. Die Frage, welche Härtung sich für 700 st-Verlichter betrieblich am günstigsten stellt, ist also noch offen, daß nitrierte Stangen und Plunger teils lange Laufzeiten erreicht haben, aber auch in anderen Fällen bald nachnitriert werden mußten, ist bekannt. Über die erst in den letzten Jahren entwickelte Antigenhärtung liegen langfristige Beobachtungen naturgemäß noch nicht vor, aber über die Eignung des Verbandstahls müßte man aus dem Verhalten in den seit mehreren Jahren betriebenen

Breidpressen

Druckpressen 700 et Schlässe stehen können.

Sie richten daher an Sie die Bitte, aus Ihren Betriebsaufzeichnungen mitzuteilen, welche längsten Betriebszeiten mit den Mannmann-Flugern geleistet worden sind, um wieviel sie dabei der Durchmesser in wiederholten Nacharbeiten kleiner wurde, und ob Brüche eingetreten sind. Die Laufzeit bis zum nächsten Nachschleifen ist für Druckpressen wesentlich bedingt durch die Art des Fördermittels; sie kann also für Verdichter, welche nur reines Gas fördern, nicht in Vergleich gestellt werden.

Wir hoffen, daß Ihre Angaben aus Urteil über die betriebliche heute Erhaltung einen Beitrag liefern werden.

Hail Hitler!
MINERALÖL-WERKSCHAFT N. D. D.

MINERALÖL-BAUGESELLSCHAFT M.B.H.

BERLIN SW 61, BELLA-ALLIANZ-STRASSE 7-10

Firma

IG Farbenindustrie AG
Ludwigshafen a/Rhein

W. C. Jung

RBNr. 0/250/2743

Formprüfer: Ortsgewerke 10 61 17

Ferngespräche 19 29 90

Fernschreiber: 01 Berlin 1138 Oibau Lin

Fernschreiber: 01 Berlin 1766 Oibau Lin

Dachstuhl: Oibau

Arbeitskammer Berlin 408 62

Bankkonto: Dresdner Bank, Depto 90

Berlin SW 61, Bella-Allianz-Str. 10

Masch. Techn. - Abteilung 2, Hauptapparat Nr. 271

Ihr Zeichen

Ihre Nachricht vom

Unser Zeichen

Den

24.5.45

TA-Ba/Exp/Schj. -

MTV/H/Abtg.

Hae/A.

Betr.: Mannesmann-Plunger für Breipressen 700 at.

Die immer noch bestehende Ungewissheit, ob der Mannesmann-Verbundstahl oder die Autogenhärtung für die Kolben der 700 at-Stufe der Verdichter und Umlaufpumpen im Blechhammer die bessere Aussicht auf lange Laufzeiten bietet (nachdem die Betriebsleitung der Oberschles. Hydrierwerke die Verwendung der Nitrierhärtung abgelehnt hatte), veranlaßte uns, an die beiden Werke Nordstern und Scholven, welche die längsten Betriebszeiten mit Breipressen aufweisen können, das als Durchschlag beigefügte Schreiben zu richten.

Wir geben Ihnen hiervon Kenntnis und werden Sie auch über die eingehenden Antworten unterrichten.

Heil Hitler!

MINERALÖL-BAUGESELLSCHAFT M.B.H.

Anlage:

1 Durchschlag

№ 5566
22MAY 45
Erl.

760

THREE PAPERS ON THE HARDENING OF PLUNGERS
(From M. Pior's private files)

1. Discussion of Experience with Hardened Plungers and Piston Rods for High Pressure Machines.

I.G. Farbenindustrie A.G.
"High Pressure Experiments"
Ludwigshafen (Rhein)
Bau 568

March 3, 1942

It has been intended to use at our plant principally machine parts hardened by the Mannesmann method, as well as some nitride hardened plungers and rods. To confirm this decision, the Hydrogenation works in Pöhlitz repeated a test with a thus treated plunger, which proved, however, to be a failure.

After this, we contacted the Gelsenberg-Bennis A.G. and our engineers Thieme and Wöhner have discussed the problem with their men. We have learned the following at this occasion:

1). Nitride hardened plungers and rods have proven with very few exceptions entirely satisfactory in Gelsenberg, but with their deliveries from one single manufacturer, the times of delivery are so unpermissibly long as to endanger continued operations.

2). Mannesmann hardened plungers and rods have not been found satisfactory in Gelsenberg; the inside cooled plungers in particular have cracked and broken after a certain operating time. A few examples of this kind were cited. The not-hollowed rods were already markedly warped before installation (piston rods of pressure release machines). After some operating period such rods assumed a curvature of up to 4 mm.

3). Autogenous hardened rods and plungers have been introduced in Scholven operations for some time, and have been found satisfactory, except for plungers of pumps for the copper solutions.

On the strength of this experience, Gelsenberg has largely turned

760a

to autogenous hardened piston rods and plungers.

Prior to making a similar decision for our plant we wish to request you for a discussion of the subject with all hydrogenation works to permit us to select the best modern method.

.....

/s/ Upper Silesian Hydrogenation Works A.G.
by W. Krönig; O.F. Fuschüller

2. Gelsenberg Benzol A.G.
Gelsenkirchen, 16

High Pressure Experiments
P/Leuna 658

April 4, 1942

In general, piston rods and plungers surface hardened on the stuffing box bearing surface are used for gas and liquids in high pressure machines at 300 and 700 atm. The operating experience with such rods and pistons differs very much depending on the material used. The Upper Silesian Hydrogenation Works which are about to order or to put in operation a large machine installation have requested us to collect opinions of hydrogenating works on this point.

We request you therefore to inform us your experiences with:

- 1). Nitrided rods,
- 2). autogenous hardened rods, which are frequently used today,
- 3). case hardened rods, indicating the depth of hardening,
- 4). rods from the firm A. Mannesmann, Hoesfeld, which for some years no longer uses the so-called "Verbundhärtung" process, but the usual case-hardening methods,
- 5). rods from other materials (hardchromed, depth-chromed, etc), are not hardened.

These parts are to be used in compressors, gas circulation pumps, piston pumps, coal paste and catalyst pumps, hot circulation pumps, pressure release-machines, etc, and we request that you make

760 B

suggestions about the best methods for surface hardening. Your communication should also contain information on the length and number of strokes, also the rod velocity, pressure, principal dimensions, nature of the feed, lubrication or flushing of the stuffing boxes, operational conditions, etc, whatever is necessary to judge results. As far as possible prices, procurement possibilities or times of delivery and names of manufacturers are to be given.

.....

I.G. Farbenindustrie A.G.

/s/ Holdermann, I.V. Schönjahn

- 1) Gelsenberg A.G.
- 2) Hydrogenation Works Scholven A.G. To Messrs. Hering, Schönjahn

5/11/43.

Mannesmann Plungers for Paste Presses at 700 Atm.

Mannesmann Verbandstahl is always recommended for the bearing surfaces of plungers in the paste pumps, because it has been found by the I.G. Farbenindustrie A.G. to be best suited for this purpose, because the depth of the hardened coat permits repeated grinding if necessary. For this reason, Silesia Benzin also specified Mannesmann plungers for the 700 atm. gas compressor, although they have been used in the past for paste pumps, and not with machines with a six times greater r.p.m. For the purpose of a test, a Mannesmann plunger was installed in a 700 atm. booster compressor at the Pölitz Hydrogenation Works, where it thus was operated under conditions similar to those in the Silesia-Benzin. The hardness of the bearing surface was entirely satisfactory, but the plunger never-the-less, after 1000 hours of operation had a damaged spot, resulting from a fault of the original material, as established by the manufacturer's test, and from that spot a crack developed towards the cooling boring, which worked its way to the outside.

An autogenous hardened experimental plunger was then installed for a test (the originally received plungers were nitride hardened), but this one also became damaged after practically the same operating time. Studies of the causes of the damage have not as yet been concluded.

The disadvantage of the nitriding process is known to consist in the thinness of the hardened layer, so that with the least damage

760 c

to the rod or the plunger they must be returned to the manufacturer for re-nitriding. The question of the best hardness for 700 atm. compressors still remains open. Some nitrided piston rods and plungers have achieved a long operating time, but repetition of the nitriding has been necessary in our case as well. The experience with the autogenous hardening developed only within the last few years does not extend over sufficient time. On the other hand the suitability of the Verbandstahl may be judged from several years of successful operation of the 700 atm. paste pumps.

We request you therefore to inform us from your operating records the longest operating time of the Mannesmann plungers, by how much the diameter had to be reduced in the succeeding regrinding, and whether there were breakages. The operating time until the necessary regrinding is much affected by the paste pump feed; it can therefore not be used for booster compressors, which operate only with pure gas.

.....
/s/ Mineralöl-Baugesellschaft M.H.N

W. M. Sternberg

760 d

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

T- 237
translated

POSTANSCHRIFT DES ABSENDERS
 I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft, Ludwigshafen a. Rh.

DRAHTWORT
 Anilinfabrik
 Ludwigshafen

FERNSPRECHER
 6496

GESCHÄFTSZEIT
 8-17 Uhr,
 Samstags 8-13 Uhr

BESUCHE
 9-12 Uhr, außer
 Montage u. Samstags

Laura Rheinbreun
 Schelvon Mitzendorf
 Golsonberg Oberschlesien
 Pölitz Brüz
 Welkeim
 Brabog *mechanical data #13*

Zurück an
 Vorleser Dr. Dr. Plef *Kaerdt*

Ihre Zeichen Ihre Nachricht vom Unsere Nachricht vom Unsere Zeichen

LUDWIGSHAFEN A. RH.

Betreff

Leistung Ventile einer Maschine.

Sehr geehrter Herr, ich habe die Ihnen am 1. März 1932 übermittelte Zeichnung für die Ventile einer Maschine (siehe Zeichnung) erhalten. Über die Ausführung dieser Ventile ist mir nichts bekannt. Ich würde gerne wissen, ob Sie diese Ventile auch herstellen können, welche Anzahl an Ventilen einer Maschine hergestellt werden, und ob ein solches Ventilverfahren in der Praxis wie die Ventile dieser Maschine ist.

Ich bitten Sie, die Nachricht zu bestätigen, ob Sie die Ventile einer Maschine herstellen können, und wie diese Ventile hergestellt sind.

Hochachtungsvoll

I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft

P. Müller

Palma

909681/77

761



5101-2467-20M-4111/9096011B
 P 0267

Konten: Reichsbank-Giro Ludwigshafen a. Rh. 51/62

Postcheck Ludwigshafen a. Rh. 5816

Abschr./Gg

Geisenberg Benzol
Aktiengesellschaft

I. G. Farbenindustrie A. G.
Abt. Hochdruckversuche

Bad Nauheim, den

Hydr./Druckl.

8265

23.2.43 Dc

Betreff:

⊗ Einfallminderungen

In Betreff des Berichtes schilferte die Firma die St. an ein
sicher Kollisionskammer, die durch Verschiebung an Ventilen durch
Breitpressen auftrat.

aus dem geschilferten Vorfall scheint ein Ventil im Fall eine
unserentfaltung Gefährdung der St. an die Kamera nur durch
ein einseitiges Rückschleiventil gesichert war und die bei Verschieben
trotz Rückschleiventils, ein ungewolltes Öffnen verursachte, durch
die entlichte Presse entstanden hatte. Nur der Funktionieren dieses
einseitigen Rückschleiventils ist es zu vermeiden, das eine Kollisions-
störung eintritt.

Wir geben daher diesen Fall ausdrücklich bekannt, und bitten durch
Bemerkung bei den anderen Hydrantenversuch Versuchsanstalten, ob
ähnliche Fälle anderswo vorgekommen sind bzw. welche Sicherungen
für diese Fälle vorgesehen sind.

⊗ Nachdem in mehreren trotz längerer Betriebszeit ein derartiger
Fall sich noch nicht ereignet hat, dürfen wir Ihnen mit
700 atm arbeitenden Versuchsapparaten in Frage kommen.

wir bitten Sie in Erwägung zu stellen, welche Vorkehrungen
getroffen werden können, einerseits an der gleichzeitige Nachschub-
werden von zueinandergehörigen Druck- und Ventilen zu ver-
hindern, andererseits, das eine in einem solchen Fall eine Kollisions-
kammer nicht rückwärts entspannt.

Geisenberg Benzol
Aktiengesellschaft

Anlagen

gez. 2 Unterschriften

23. Febr. 1943

90-579

762

Hydrierwerke Pölitz Aktiengesellschaft

531.534 Dr. Kiohn. 552.553.554.578(2)

Zurück an

Firma
I.G. Farbenindustrie
Aktiengesellschaft
Ludwigshafen a. Rhein

Hochdruckversuche
P/Lu 558

8.3.43
Scha/Eb

TA/No-Mo/373

Stettin-Pölitz
27.4.1943 Eb/H.

Betr.: Erfahrungsaustausch,
Undichte Ventile einer Breipresse.

Wir haben von dem uns übermittelten Bericht der Jelsenberg Benzin AG. vom 22.2.43 über eine Störung infolge undichter Breipressenventile Kenntnis genommen.

Auch bei uns hat es sich einmal ereignet, daß Sau- und Druckventile gleichzeitig an einem Ventilkopf undicht wurden. Der Fall wurde jedoch so zeitig bemerkt, daß eine Störung des Kammerbetriebes vermieden werden konnte.

Da man, vor allem heute, mit der Unzulänglichkeit des Bedienungspersonals und damit mit dem Eintreten von Störungen als Folge undichter Pressenventile rechnen muß, haben wir uns entschlossen, ein Rückschlagventil in die Druckleitung jeder Breipresse und außerdem ein Prüfventil entsprechend beiliegendem Schema einzubauen.

Damit das Rückschlagventil (im Schema: KV II), das in einem dafür vorgesehenen senkrechten Leitungsteil liegt, ohne Ausbau von Zeit zu Zeit auf Dichtigkeit geprüft werden kann, wurde das "Prüfventil" vorgesehen, das beim Betrieb der Presse mit einem Blindflansch gesichert ist.

Die Prüfung geht so vor sich, daß die vom Abstellen der Presse noch unter Spülöl stehende drucklose Druckleitung über den jetzt bereits vorhandenen Spülölanschluß für die Spülung des vorhandenen Manometers zwischen Rückschlagventil II und den geschlossenen Absperrventilen unter Druck gesetzt wird. Das vorher geöffnete Prüfventil dient dann zur Erkennung einer Undichtigkeit des Rückschlagventiles II.

Wunschgemäß teilen wir Ihnen nachfolgend die Maßnahmen mit, die wir beim Abstellen einer Presse durchführen:

1. Druckleitung bis zum 2. Absperrventil unter Anreibeöl und anschließend unter Spülöl stellen.
2. Stillsetzen der Presse.

92547

- 2 -

764

3. Schließen des kammerseitigen Absperrventiles und zu dessen Prüfung auf Dichtigkeit Öffnen der beiden Rückentspannungsventile.
4. Schließen des maschinenseitigen Absperrventiles und zu dessen Prüfung auf Dichtigkeit Öffnen und anschließend wieder Schließen des kammerseitigen Absperrventiles.
5. Zur Freispülung der Rückentspannungsleitung Presse kurzzeitig mit Spülöl fahren.
6. Schließen der beiden Rückentspannungsventile.

Eine Prüfung des kammerseitigen Rückschlagventiles kann nicht regelmäßig erfolgen, da dieses nur bei einer Kammerabstellung zugänglich ist. Es wird jedoch bei jeder Kammerabstellung ausgebaut und einer eingehenden Kontrolle unterzogen.

Heil Hitler!

HYDRI M. ERKE POLITZ AKTIENGESELLSCHAFT

gez. Kumpf

gez. Zimmermann

Anlage!

Gelsenberg Benzin



AG-Gesellschaft

Zurück an
Vorzimmer Dir. Dr. Pier

Firma
I. G. Farbenindustrie A. G.
Hochdruckversuche
Ludwigshafen a. Rhein

Anschlt.: Gelsenkirchen, Postfach 15
Bechtwort: Gelsenbenzin
Fernsprecher: Gelsenkirchen 37251
Fernschreiber: 03740 Gelsenberg, Essen

RBNr. 0/0530/0033

Ihre Zeichen: P/Lux 558
Ihre Nachricht vom: 27.4.43
In der Antwort angeben:
Unsere Zeichen: TA/H/Btg
No 20
Unter Handruf: 8224
Gelsenkirchen: 27.4.43 vt

Betreff:

Erfahrungsaustausch - Undichte Ventile einer Breipresse.

Wir bestätigen den Empfang der durch Ihren Herrn Dipl. Ing. Schappert gelegentlich seines letzten Besuches überreichten Stellungnahmen der Betriebe Leuna, Lützkendorf und Wesseling in der obigen Angelegenheit. Wir bitten um Mitteilung, ob noch weitere Eingänge zu erwarten sind.

Mit der Anlage übermitteln wir Ihnen eine Skizze vom 9.4.43 mit einem Vorschlag für die Änderung der Ventilgruppe einer Breipresse durch Einbau eines Tropfenform-Rückschlagventils. Dabei muß das bisher stehend angeordnete Handventil Nr 58 horizontal gelegt werden. Die horizontale Anordnung stört aber nicht, erleichtert eher die Bedienung und ermöglicht einen früher der senkrechten Ventilanordnung zu Liebe aufgegebenen, prinzipiell aber richtigeren Anschluß des Ventils unter dem Kegel gegen den von außen anstehenden Druck. Die neue Anordnung fügt sich zwanglos in das Bild der Ventilgruppe ein.

1 Anlage

Wesseling *Dr. Schappert*

30. Apr 1943
27/2

286

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

POSTANSCHRIFT DES ABSENDERS
I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft, Ludwigshafen a. Rh.

DRAHTWORT
Anilinfabrik
Ludwigshafenhelm

FERNSPRECHER
6406

GESCHAFTSZEIT
8-17 Uhr,
Samstage 8-13 Uhr

BESUCHE
9-12 Uhr, außer
Montags u. Samstags

Leuna
Scholven
Gelsenberg

Pöhlitz
Welheim
Brabag
Rheinbenzin
Lützkendorf
Oberschlesien

Ihre Zeichen

Ihre Nachricht vom

Unsere Nachricht vom

Unsere Zeichen

LUDWIGSHAFEN A. RH.

HOCHDRUCKVERSUCHE
P/Lu 558

29. Mai 1943. Schjäu

Betreff : Erfahrungsaustausch.
Undichte Ventile einer Breipresse.

Anliegend überreichen wir Ihnen die auf Grund einer Umfrage bei den einzelnen Hydrierwerken eingegangenen Rückäußerungen. Die Auffassungen über die erforderlichen Sicherheitsmaßnahmen sind je nach den bei den einzelnen Werken vorliegenden Betriebsverhältnissen zu verschieden, um eine allgemein gültige Anordnung treffen zu können. Eines geht indessen aus allen Äußerungen eindeutig hervor, dass in dem vieljährigen Betrieb mit Breipressen durch undichte Ventile bisher noch keine einzige ernstliche Schädigung des Kammerbetriebs eingetreten ist. Stets wurden die undichten Ventile rechtzeitig an dem Verhalten der Presse, wie auch der Öfen erkannt. Allgemein dürfte es richtig sein, bei Feststellung einer Ventilstörung, die Breipresse erst von der Drucksummelung abzuhängen und dann erst zu spülen. Auch die regelmäßige Revision der Rückschlagventile an der Kammer kann nur empfohlen werden. Was die zusätzliche Anbringung eines Rückschlagventils unmittelbar hinter jeder Presse anbelangt, so ist zu bedenken, dass die eigentlichen Druckventile der Presse exakter arbeiten, wenn beim Umsteuern der Presse der volle Kammerdruck unmittelbar auf die Ventile wirkt. Auch dürften Störungen an den Presseventilen bei Fehlen des nachgeschalteten Rückschlagventils eindeutiger zu erkennen sein. Wir überlassen es jedoch den einzelnen Hydrierwerken aus den verschiedenen Vorschlägen diejenigen zur Anwendung zu bringen, die sie für ihren Betrieb am geeignetsten halten.

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT.



Verschiedene Anlagen

gez. Pier

062.1.11.13.14

787

Konten: Reichsbank-Giro Ludwigshafen a. Rh. 51/82

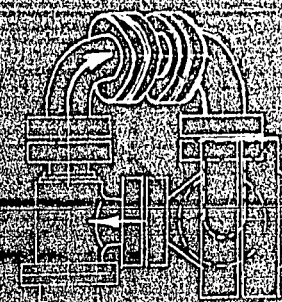
Postcheck Ludwigshafen a. Rh. 5816

THE CITIES OF THE MOUNTAINS
THE CITIES OF THE MOUNTAINS
THE CITIES OF THE MOUNTAINS

THE CITIES OF THE MOUNTAINS
THE CITIES OF THE MOUNTAINS
THE CITIES OF THE MOUNTAINS

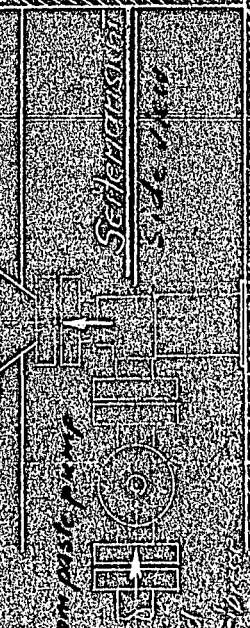
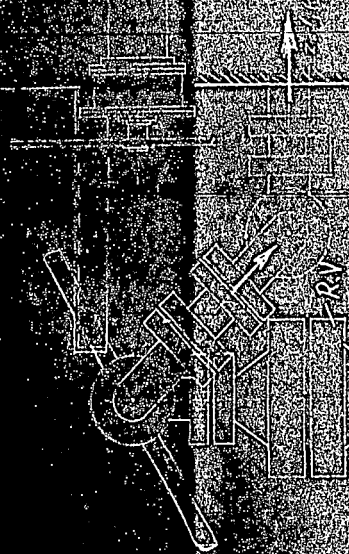
T-237-11

Front View
VORLES



Front View
VORLES

Front View
VORLES



Front View
VORLES

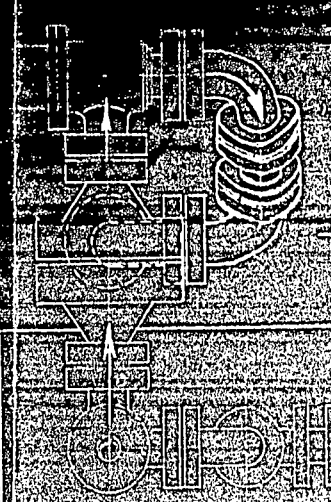
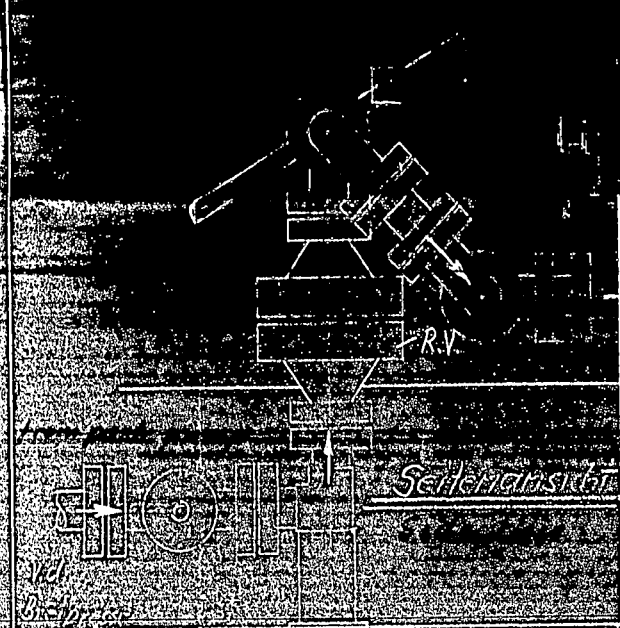
Front View
VORLES

Front View
VORLES

Front View
VORLES

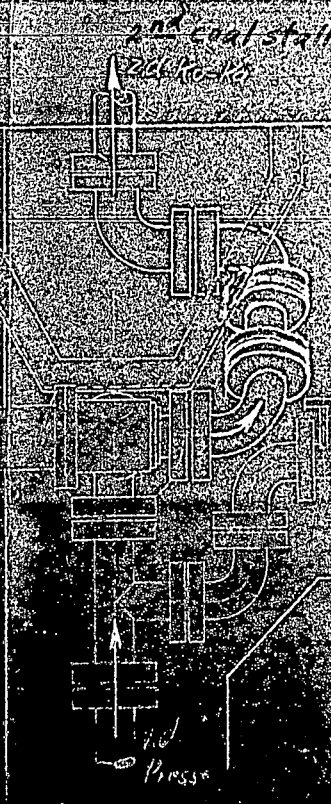
Handwritten text at the top of the page, possibly a title or reference number, including "Kunstschulung" and "Verfahren".

T-237-VI



Front View
Vordersicht

Vertical text on the right side of the drawing, possibly a scale or reference.



Canal Kessel
Plan

Canal Kessel

Handwritten text at the bottom right corner of the page.

U. S. Bureau of Mines
Hydro-Demon. Plant Div.

T-257

Gelsenberg - Benzin A.G.

To I.G. Farbenindustrie A.G.

Section High Pressure Experiments

Ludwigshafen a. Rh.

Hydr. Dr. Kl.

6253

1/22/32

Re: Discussion of leaky valves on paste pumps
(6 papers from Dr. M. Lier's private files)

Enclosed is a report on trouble in the coal stall caused
by leaky valves on a pump.

In the process of describing some of the difficulties
encountered for the installation because the coal stall is
protected by one single check valve, and would become discharged
through the pump should this check valve fail, which is known
to happen frequently. We must be grateful for the functioning
of this valve when a catastrophe is averted.

We therefore inform you of this case with a request to
ascertain by means of a questionnaire to the other hydrogen-
ation works what insurance is provided against such incidents.

No such case has yet occurred in Schölvén, in spite of the
long operation period, and works operating at 700 atm. should
be primarily concerned in it.

We request you to emphasize the question on the nature
of protective measures to prevent a simultaneous leaking of
the pressure and suction valves and for the prevention of a
coal stall having its pressure discharged in the reverse
direction.

Gelsenberg-Benzin A.G.

2 Signatures

769a

Gelsenberg-Benzin A.G.

Sect. Hydrogenation/Dr.Kl.

Gelsenkirchen-Horst, 2/22/43

Report on coal stall troubles resulting from leaky paste pump valves.

The connections of the paste pumps in the Gelsenberg coal phase is as follows:

Every nine adjoining pumps operate for two coal stalls with a common collector main line. The collector line is divided into two halves by means of two valves each between pumps 4 and 5, and between 5 and 6. The outlet from each half is to one of the two stalls. Three pumps operate therefore per stall, with 10 t. paste, and one pump with at least 2 t. pasting oil.

Normally, pump 5 is kept in reserve, and in case of repairs on any of the pumps is connected as required to either of the two stalls. Each pump has two shut-off valves on the pressure side, operated by hand. There are check valves only in the collector line immediately before the stall inlet, but none after the individual pumps.

The following incident occurred in the early morning at 6:20 on 2/22/43. A pressure valve sprung a leak on one of the pumps in operation. The pump was therefore first connected for flushing with pasting oil prior to turning it over to repairs. The temperature in the preheater stall suddenly rose and the preheater was extinguished and the temperature quickly lowered with cold gas. The reason for this was found not to be a leak in the collector main, as at first suspected, but in that the suction valve as well on the defective pump was out through so that the remaining three pumps forced the coal paste through that one pump back into the pasting oil tank. The leak was so strong that the pressure on the converter dropped and no paste therefore was reaching the converter. The check valve at the converter inlet remained however sufficiently tight so that the converter contents were not discharged backwards before the shut-off valves of the leaky pump were turned off. The converter could then again be started with paste and had apparently suffered no damage. A similar case, when a suction and a pressure valve on one pump began to leak at the same time, had already occurred once before but not as strongly as that, so that the difficulty was not great.

According to information from Scholven, such cases have not occurred there. There are no check valves in the pressure lines of the individual pumps, but only in the collector main to the stall.

769^h

Questionnaire To: Louna, Scholven, Gelsenberg, Pülitz,
Weilheim, Brabag, Rheinbraun, Lützkendorf,
Oberschlesien, Brdx.

High Pressure Experiments, Louna

March 8, 1943

You will find enclosed a letter and a report of the
Gelsenberg-Benzin A.G. about troubles with a paste pump.

Please inform us whether you have had any similar
experience, and in particular state what measures have been
taken when the paste pump was shut down because of a
defective pump valve discovered on the pump, and how this
pump was flushed.

We wish that you would tell us in addition whether
your check valves are regularly inspected, and how this is
done.

I.G. Farbenindustrie A.G.

/s/

(Not readable) Schönjohu

Gelsenberg-Benzin A.G.

To: I.G.Farbenindustrie A.G.

High Pressure Experiments

Ludwigshafen a.Rh.

Gelsenkirchen, 1/27/45

We acknowledge the receipt of the information of measures used in Leuna, Lütkehard and Kesseling transmitted by your Mr. Schappert at the occasion of his last visit. Please notify if further information is required.

We are transmitting to you in the appendix a sketch from 1/9/45 with a suggestion to change the valve group of a paste pump by the installation of drop shaped check valve. The present vertical hand operated valve, i.d. 58 mm, will have to be installed horizontally. However, the horizontal arrangement does not interfere, and tends rather to facilitate operations and permits using the theoretically correct principle of the correct location of the valve underneath the ball, against the outside pressure, a principle which has been formerly disregarded in the vertical arrangement. The new arrangement fits readily into the present arrangement of the group of valves.

Signatures illegible.

769d

Hydrogenation Works Pölitz A.G.

531.534 Dr.Kiehn 552.553.554.578 (2)

To: I.G.Farbenindustrie A.G.

Ludwigshafen a/Rh

High Pressure Experiments	3/8/43	TA/No-Mo/373	Stettin-
P/Leuna 558	Schn/Eb		Pölitz
		4/27/43	Eb/H

Re: Leaky paste pump valves.

We have learned from a report of the Gelsenberg-Benzin A.G. of 2/22/43 of difficulties caused by leaky paste pump valves.

Suction and pressure valves have once in our experience started leaking together. The trouble has however been discovered so early that a disturbance in the stall operations could be avoided.

One must generally count, and in particular today, on shortcomings of the service personnel and on trouble resulting from leaky valves, and we have decided to install check valves in the pressure side of each paste pump, and in addition a testing valve as shown in the accompanying sketch.

To permit occasional testing of the check valve for tightness without dismantling, the test valve mounted in a special vertical pipe was provided and during the operation of the press it is disconnected by a slide valve.

When ready to do the testing, after the pumps are shut down, pressure is applied to the oil-filled pipeline used to supply flushing oil to the manometers between the check valve II and the closed shut-off valves. The previously opened test valve permits observing any leaks in the check valve II.

In accordance with your request, we will list the steps we take when shutting down a pump:

1. Setting the pressure line to the second shut-off valve under pasting oil, and then under flushing oil.
2. Shutting off the pump.
3. Closing the shut-off valve on the side of the stall and testing its tightness by opening the two pressure release check valves.

769e

(Continued)

4. Closing the shut-off valve on the side of the machine, and testing it for tightness by opening and then closing the shut-off valve on the side of the stall.

5. Short operation of the pump with flushing oil for flushing the pressure release line of the check valve.

6. Closing the two pressure release valves.

No regular testing of the check valve on the stall side can be made because it is only accessible when the stall is shut down. It is however dismantled at each shutting down of the stall and subjected to extensive tests.

Hydrierwerk Pöhlitz A.G.

/s/ Rumpf

769f

T-237

Ludwigshafen May 29, 1943

Discussions by Leuna, Scholven, Gelsenberg, Pöhlitz, Welheim,
Brabag, Rheinbenzin, Lützkendorf, Oberschlesien,
Brück representatives.

The paper is a summary of replies obtained to a questionnaire sent to the different hydrogenation works. The safety measures adapted by the different works are too different at the different works, depending on local conditions, to permit giving any general directions. However, one observation appears universally in all the replies, that in the many years of operation of paste pumps, not a single serious damage to stall operations has been the result of leaky valves. Leaky valves were invariably discovered in time either in the operation of the pumps or of the converters. It must be considered generally thus, that when any irregularities are discovered in the operation of the valves the paste pumps must first be shut down on the pressure side, and only then flush. A regular inspection of the check valves of the converters can be recommended. When considering leaky check valves immediately behind every pump, one must keep in mind that the pressure valves of the pumps occur to react accurately if the full pressure of the gas acts directly upon the valves when reversing the pump. However, trouble with the pump valves would be more readily recognized in the absence of check valves behind the pumps. In conclusion, however, the right for each hydrogenation works to make such recommendations as are best suited to their conditions.

/s/ [Signature]

Various appendices (not available, Tharal.)

769 g

PLAN OF THE ...



to suction
line

to suction
line

to suction
line

to suction
line

to suction
line

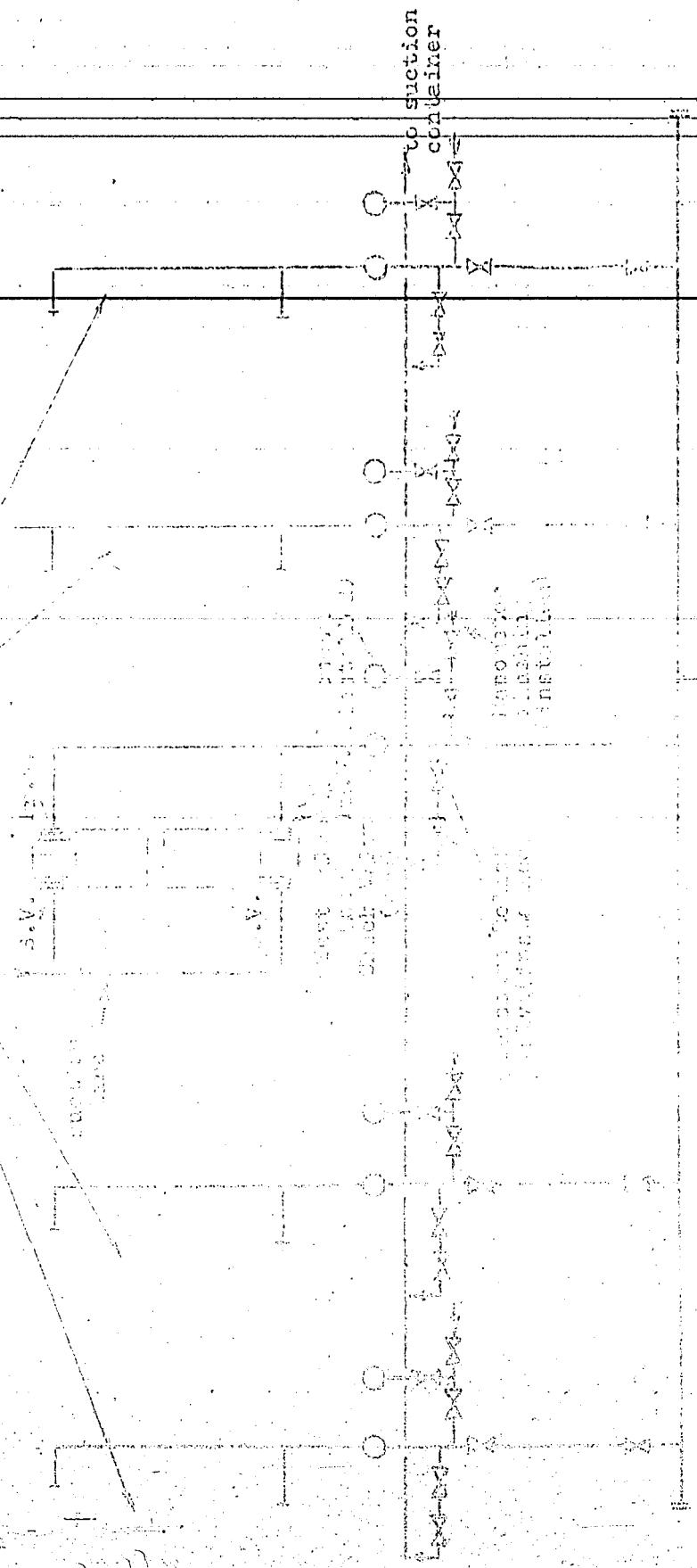
to suction
line

to suction
line

to suction
line

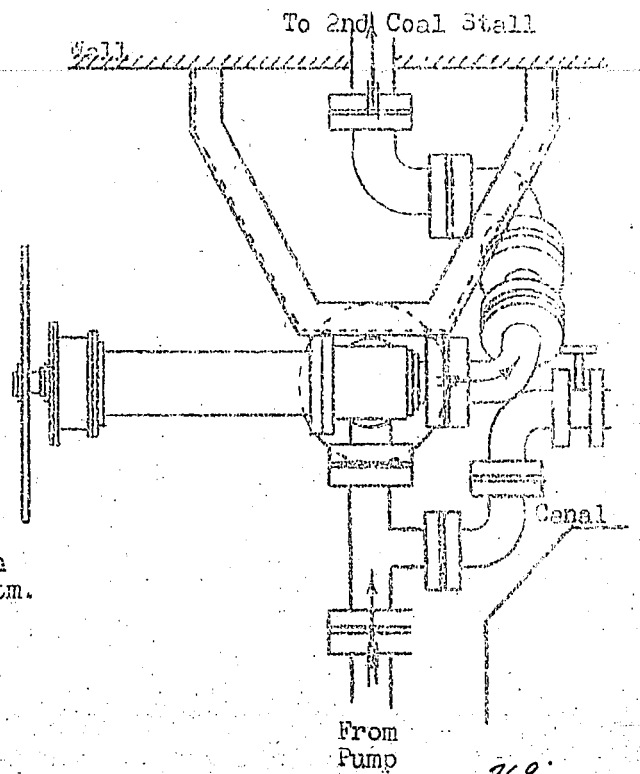
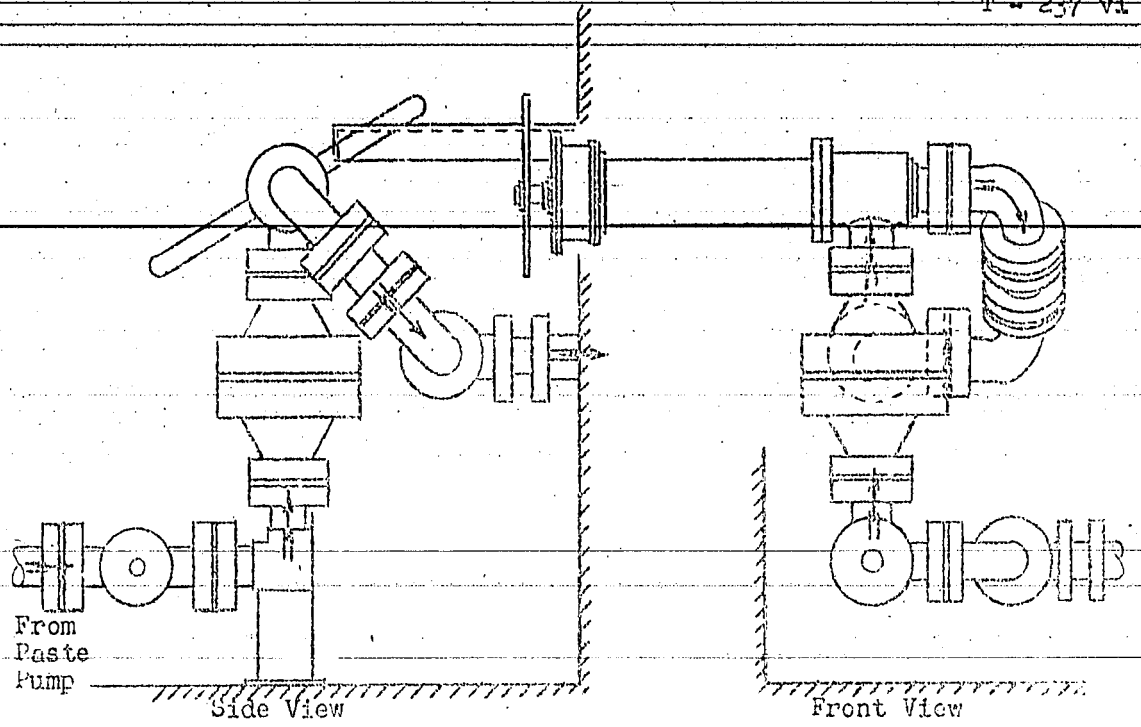
769L

P A S S E R P U M P S



S.V. (Installed)
S.V. (Installed)

to suction container



Sketch for the installation of the check valve 58mm.D., 700 atm. pressure, in the Coal Paste Pipe Line 58 mm. i.d. from the Paste Pumps to the Collector Pipe Line.

769i

Stelby

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

POSTANSCHRIFT DES ABSENDERS
I. G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft, Ludwigshafen a. Rh.

DRAHTWORT
Anilinfabrik
Ludwigshafen

FERNSPRECHER
6496

GESCHäftsZEIT
8-17 Uhr,
Samstags 8-13 Uhr

BESUCHE
9-12 Uhr, außer
Montags u. Samstags

Leuna Brabag 4x
Scholven Rheinbraun
Gelsenberg Lützkendorf
Pöhlitz Oberschlesien 2x
Welheim Brüb.

T-243

mechanical #14

Ihre Zeichen	Ihre Nachricht vom	Unsere Nachricht vom	Unsere Zeichen	LUDWIGSHAFEN A. RH.
			HOCHDRUCKVERSUCHE P/La 558	20. Febr. 1942 Scha/Ed
Betreff	<u>Erfahrungsaustausch</u> <u>Warmnachrichten der Kammern</u>			

Anbei übersenden wir Ihnen das Ergebnis unserer
seinerzeitigen von Gelsenberg angeregten Rundfrage betr. Warm-
nachrichten der Kammern.

Wie Sie aus der Anlage ersehen, wird das Warmnach-
richten in den einzelnen Werken sehr unterschiedlich gehandhabt.

In den Werken Leuna, Welheim und den Brabag-Werken
- mit Ausnahme der Sumpfphase in Böhlen - wird auf das Warmnach-
richten verzichtet.

Dagegen wird in den jüngeren Werken Scholven,
Gelsenberg und Pöhlitz sowohl in der Sumpf- wie der Gasphase warm
nachgezogen. Es bleibt diesen Werken überlassen, ob sie es ver-
suchen wollen, von dem Warmnachrichten allmählich abzugehen.

Heil Hitler!

I. G. FARBENINDUSTRIE AKTIENGESELLSCHAFT

Anlage

770



4227 2317-20M-491/9096011B
P/0267

Konten Reichsbank-Giro Ludwigshafen a. Rh. 51/82

Postscheck Ludwigshafen a. Rh. 5818

81045 - 81043-9

Warmnachziehen der Kammern.

Hydrier - Werk	Louna		B r a b a g				Zeit	Welheim		Saholven		Pöblitz		Lützkendorf		Gelsenberg		Wesseling		
	S-Ph.	G-Ph.	Böhlen		Lagdeburg			TTH-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.
			S-Ph.	G-Ph.	S-Ph.	G-Ph.														
Druck	at	230	230	300	300	300	300	300	620	620	300	300	700	325	700	700	700	325		
Maximale Betriebs-Temperatur am Vorheizer - Austritt	°C	490	400	458		465		394	475	460	425	410 bis 500	440	410 bis 500	423	392	ca440	410 bis 500		
in den Öfen	°C	490	500	478		485		434	485	500	475	445 bis 510	ca480	445 bis 510	421 bis 426	410 bis 415	ca480	445 bis 510		
∅ Steigleitungen Öfen	mm	160	120	90		90		120	90 u. 120	90	160	120	120	120	120	120	120	120		
∅ Steigleitungen Regeneratoren	"	120	120	90		90		90	70 u. 90	120	120	90	90	120	120	90	90			
∅ Haarnadeln Vorheizer	"	120	120	120		120		90	70 u. 90	70	90 u. 120	90	90	90	90	70	90	90		
Sind Balglinsen eingebaut ? ab welcher Temperatur ?	°C	nein	ja	ja in geringer Menge x)		nein		ja alle Linsen 90 u. 120 ∅	ja	ja	nein	nein nur Abschlamml-Leitungen	ja	ja	ja	ja	ja	ja		
Wird warm nachgezogen ? Bei welcher Gelegenheit ?		nein	nein	ja nach jeder Ka.-Repar.	nein	selten bei 5 °C		nein	nein	nein	ja	ja	ja	ja	nein	nein	ja	ja		
Bei welchem Druck ?	at			5		5					5	5	0	0						
Bei welcher Temperatur i. Ofen ?	°C			250		250-300					300	300	380	380						
Nach welcher Zeit wird die Temperatur erreicht ?	h			20 nach Anf. der Ka.		10 nach Anf. der Ka.					8	8	30	25						
Nach welchen Gesichtspunkten geschieht das Nachziehen ?				alle xx) Verbind. Stellen d. heißen Ltgn.		alle neu zus. geschraubten Verbindungen					alle Schrbn. in Ka. u. Vorh. d. gelöst waren		alle Schrauben der Ka.							
Nach welcher Zeit ab Beginn des eingestellten Druckes betreten die Schlosser die Kammer ?	h			50 at Beginn d. Nachz. bei 5 atü		50 atü Beginn d. Nachz. bei 5 atü					sofort		0	0						
Welche Zeit erfordert das Warmnachziehen ?	h			8		6 - 8					8 - 10	6 - 8	4	3						
Produktionsausfall bedingt durch das Warmnachziehen in	h			18		20-24					24	24	36	32						

Bemerkungen:

x) Maßgebend nicht nur Temperatur (>300 °C), sondern auch Anordnung der Verbindungsstellen in Bezug auf Aufweitung der Flanschen.

xx) Nach Kammerreparatur erfolgt Warmnachziehen nur an den abgebaut gewesenen Teilen.
xxx) Nur einer größeren Reparatur

U. S. BUREAU OF MINES
HYDRO. DEMON. PLANT DIV.

T-243

From Dr. M. Pien's Private Files.

High Pressure Experiments Ludliffshafen a. St.
P/Leuna 553 Feb. 20, 1942, Scha/5b

Summarized experience of Leuna, Scholven, Geisenberg,
Pöhlitz, Welheim, Bralag, Rheinheim, Fötschendorf, Ober-
schlesien, Brück.

on

THE HOT TIGHTENING UP OF STALLS.

We are transmitting to you the results of a questionnaire
suggested by Geisenberg regarding the hot tightening up of stalls.

As you may see from the table, the work tightening up
of the stalls is done very differently at the different works.

One works at Leuna, Scholven, Bralag, and Fötschendorf
except for the final phase only have hot tightening up.

On the other hand, in the newer works of Scholven,
Geisenberg and Pöhlitz the flanges of the stalls
are tightened up after repairing them up. It is felt that
the operation of these works is very quickly getting the stalls
hot tightening up.

2 structures (illustration)

W.M. Sternberg.

REMARKS:

* Characteristic are not only the temperature, but also the
order of the connections with reference to adjusting the
flange distance.

** Hot tightening up after stall repairs only in the newly
added parts.

*** Only after major repairs.

77/a

F 290
 Isolator

Hochdruckversuche
 Nr. 95

Mechanical #15

3. April 1943 Ha/30

Best.-Kombi. 01 (Normwerte)

Der Strömungswiderstand einer einzelnen Raumdiele des Röhrenofens wurde zunächst mit Stickstoff gemessen. Zur Messung wurde eine 15 mm Dicke verwendet. Hierbei betrug der Strömungswiderstand des Anschlußschlauchs

bei 140 155 180 200 mm Q.S. Differenzdruck Δp in mm W.S.
 $w = 70 \quad 50 \quad 40 \quad 35$

Der Strömungswiderstand der Raumdiele wurde ebenfalls gemessen. Sie betragen bei

10 mm Q.S. $\Delta p = 1,5$ mm W.S.
 20 mm Q.S. $\Delta p = 4,5$ mm W.S.
 30 mm Q.S. $\Delta p = 9,0$ mm W.S.

Bei einem $\Delta p = 4,5$ mm W.S. betrug die Durchflussmenge $Q = 4,5$ mm Q.S. Der Strömungswiderstand der Raumdiele beträgt

$$R_K = \frac{\Delta p}{Q} = \frac{4,5}{4,5} = 1,0 \text{ mm W.S./mm Q.S.}$$

Der Reynoldszahl Re ist

$$Re = \frac{w \cdot d_K}{\nu} = \frac{70 \cdot 9,33}{10^{-4}} = 6,53 \cdot 10^6$$

Der Wert Re ist

$$\lambda = 0,045 \cdot Re^{-0,2} = 0,045 \cdot (6,53 \cdot 10^6)^{-0,2} = 0,018$$

Die d_K ist die Durchmesser der K. $d_K = 9,33$ mm.
 Menge Q ist die Durchflussmenge $Q = 4,5$ mm Q.S.
 Viskosität ν ist die Viskosität $\nu = 10^{-4}$ cm²/s

d_K	=	9,33	mm
R_K	=	1,0	mm W.S./mm Q.S.
λ	=	0,018	
Re	=	6,53	$\cdot 10^6$
ν	=	10 ⁻⁴	cm ² /s

Der geometrische Kugeldurchmesser liegt zwischen 9 und 10 mm und zwar wie die Interpolation ergibt bei $d_K = 9,33$ mm.

Mit diesem Wert wird der Strömungswiderstand des Röhrenofens für Betriebsverhältnisse durchgerechnet. Zugrunde gelegt wird die Schaltung: 4 Stränge parallel und je 2 Raumdiele in Serie.

Der Durchsatz an Produkt und Gas soll sein

7500 kg Produkt mit $M = 100$ entspr. $\frac{7500 \cdot 24}{100} = 1820 \text{ m}^3/\text{h}$
 und 2100 kg Gas mit $\rho_n = 0,95 \text{ kg/m}^3$ entspr. $\frac{2100}{0,95} = 6000 \text{ m}^3/\text{h}$

Gesamtgewicht 9700 kg Gesamtvolumen 7820 m³/h

Mittel. spez. Gew. $\frac{9700}{7820} = 1,24 \text{ kg/m}^3$

Der mittlere Druck im Röhrenofen wird zu 50 at angenommen.
 Die mittlere Temperatur sei 25 at. entspr. auf 1700°C oder 1973°K.

1) Röhrenofen in Reihe mit dem anderen Ofen:

Gesamtdurchsatz: $Q = \frac{7820}{4} = 1955 \text{ m}^3/\text{h}$

Damit wird die Reynoldssche Zahl

$Re = \frac{0,036 \cdot 1955 \cdot 1,24}{10^{-3} \cdot 2 \cdot 10^{-2}} = 15,9 \cdot 10^3$

Mit $Re = 15900$ ergibt sich für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 0,045$

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist in Abhängigkeit von der Temperatur T gegeben durch:
 $\lambda = 2,21 \cdot 10^{-4} \cdot 20 \cdot 10^3 + 0,44 \cdot 749 \cdot 10^{-4} = 12 \cdot 10^{-4} \text{ at } 78$

$\lambda = 12 \cdot 10^{-4} \text{ at } 78$

Das Reobehaltsergebnis entspricht dem früher angegebenen Wert von 18 at bei der damals angegebenen Gesamtmenge von 9500 m³/h (7700 m³/h Gas und 7500 kg für Produkt).

2) Röhrenofen parallel zum Ofen I.

Wird der Röhrenofen parallel zum 1. Ofen gelegt und Produkt- und Gasmenge der Reaktionsräume beider Öfen verhältnismäßig aufgeteilt, so ist der Durchsatz durch den Röhrenofen

$Q = 0,407 \cdot \frac{7820}{4} = 795 \text{ m}^3/\text{h}$

Damit wird die Reynoldssche Zahl

$Re = \frac{0,036 \cdot 795 \cdot 1,24 \cdot 2,3}{10^{-3} \cdot 2 \cdot 10^{-2}} = 6,45 \cdot 10^3$

x) - Damit wird die gesamte Kanaldifferenz auf etwa 48 ... 50 at steigen.

und der Widerstandsbeiwert

= 22 und der Druckabfall

$$= \frac{2,21 \cdot 10^4 \cdot 22 \cdot 195^2 \cdot 24 \cdot 749 \cdot 1,24}{9,3 \cdot 51 \cdot 160^4} = 2,2 \cdot 10^4 \text{ mm WS}$$

$$= 2,2 + 0,2 \text{ at}$$

Nach Messungen im Betrieb beträgt der Druckabfall im Ofen I 0,9 at bei 4000 m³/h Gas und 2000 kg/h Produkt, entsprechend einer Gesamtgasmenge von 1170 m³/h mit einer Dichte von 1,32 kg/m³.

Da durch Parallelhalten des Röhrofens zu den Strömungsverhältnissen des Ofens I nicht geändert wird, sind die notwendigen Verhältnisse des Gases an beide Öfen der Eingang des Ofens I gedrückt werden. Der gleiche Druckabfall der Kammer würde sich für die gleiche d. der Verh. 1,6

$$\left(\frac{1170}{1170} \right)^2 = 1,6$$

Es sei nun, dass die Kammerdifferenz zwischen Ofen I und Ofen II 1,6 = 34 at betragen wird. Die gesamte Kammerdifferenz wird dann $\Delta p = 34 \text{ at}$ betragen.

3) Rohrnetz parallel zu den Öfen I - IV.

Bei der obigen Durchrechnung betrug der Durchsatz des Röhrofens 1,55 t/h.

Geht man mit dem Durchsatz auf 0,5 t/h³ zurück, so beträgt die Einpreismenge des Röhrofens 1000 kg-Produkt und 800 m³/h Gas entsprechend einer Gesamtgasmenge von 1040 m³/h und einer mittleren Dichte von 1,24 kg/m³. Die Gasmenge pro Strang ist $\frac{1040}{4} = 260 \text{ m}^3/\text{h}$.

Der Teilstrom des Röhrofens soll sich mit dem Hauptstrom hinter dem Ofen 4 wieder vereinigen. Die Drosselung soll am Eingang des Röhrofens vorgenommen werden, sodass der Druck im Röhrofen dem Kammerdruck zwischen Ofen 4 und Regenerator 1 Rückweg entsprechend wird. Dieser Druck beträgt unter Annahme eines Ausgangsdruckes von 22 atd etwa $22 + 4 \cdot 1,6 = 28,4 \text{ atd}$.

Mittlerer Druck im Röhrofen 29 atd.

Damit wird die Reynold'sche Zahl

$$Re = \frac{0,036 \cdot 260 \cdot 1,24 \cdot 9,3}{160^2 \cdot 2 \cdot 10^{-6}} = 2,11 \cdot 10^5 \quad 784$$

Der Widerstandskoeffizient ist ≈ 28

Der Druckabfall wird

$$\Delta p = \frac{2,21 \cdot 10^4 \cdot 28 \cdot 1,24 \cdot 260^2 \cdot 24 \cdot 749}{9,3 \cdot 30 \cdot 6,58 \cdot 10^5} = 5,1 \cdot 10^3$$

$$= 0,5 \dots 0,6 \text{ at}$$

Der Druckabfall im letzten Teil der Kammer von Regenerator 1 Rückweg bis Stagenkühler-Ausgang wird von etwa 4 at auf $4 \cdot 1,6 = 6,4$ at steigen. Die Kammerdifferenz wird also durch Parallelschalten des Röhrenofens und entsprechende Durchsatzverhöhung um nur etwa 2,5 at steigen. Am heißen Regulierventil vor dem Röhrenofen wird ein Druckabfall von etwa 17 at liegen müssen.

Zusammenstellung

1) Serienschaltung des R.O. mit den anderen Öfen.

Durchsatz 7600 kg/h Produkt; 6000 m³/h Gas $\rho_n = 0,35 \text{ kg/m}^3$

$\Delta p = 12 \pm 1 \text{ at}$; Kammerdifferenz^{x)} etwa 48 ... 50 at

2) R.O. parallel zum Ofen I

Durchsatz durch den R.O. 3100 kg/h Produkt; 2450 m³/h Gas

$\Delta p = 2,2 \pm 0,2 \text{ at}$; Kammerdifferenz^{x)} etwa 36 at

3) R.O. parallel zum Ofen I bis einschl. IV

Durchsatz durch den Röhrenofen: 1000 kg Prod. 800 m³/h Gas entsprechend 0,5 t/a³

$\Delta p = 0,5 \dots 0,6 \text{ at}$; Kammerdifferenz^{x)} etwa 24,5 at.

x) Den Kammerdifferenzwerten liegen die Ergebnisse der Teilmessungen vom 27.3.1945 zu Grunde.

J. J. J.

High Pressure Experiments
Loune 558

April 6, 1947

TUBULAR COUNTERS

From Dr. Pier's private files.

The frictional resistance to flow of one single hairpin of a tubular counter was measured with uncompresssed nitrogen. The amounts were measured with a 15 mm orifice. The frictional resistance to flow of the connecting hose was

with 840 565 430 300 mm oil column differential pressure at orifice
w = 70 50 40 35 mm water column.

Frictions inside the different hairpins are practically the same. They amount

with 730 mm oil column with 15 mm orifice

i.e. with 89 mm²/hr

W = 270 mm Hg.

With the volume passing thru the hairpin, the resistance of the connecting hose
L. w = 62 mm water column = 4.56 mm Hg. The resistance to flow of a hairpin
is accordingly

$$W = w = 270 - 4.56 = 265.4 \text{ mm Hg.}$$

The Reynolds number is therefore

$$R_g = \frac{0.026 \times 39 \times 1.15 \times d_p}{160^2 \times 1.8 \times 10^{-6}} = 80 \times d_p$$

The coefficient of resistance C

$$C = \frac{265.5 \times 13.6 \times 0.53 \times 10^8}{2.21 \times 10^4 \times 1.15 \times 99.5 \times 10^2 \times 12 \times 210} = 3.5 \times d_p$$

where d_p is the average diameter of the catalyst pills. This gives us the apparent diameter of the spheres of the catalyst filling as

d_p	=	9	10	mm
R_g	=	720	300	
C_1	=	31.5	35	

775a

On the other hand, we get from the expression $C_2 = 94 - R_0^{0.16}$

$$C_2 = 33.32$$

The apparent diameter of spheres is between 9 and 10 mm, and we get by interpolation $d_R = 9.33$ mm.

The resistance to flow inside the tubular converter is computed using this value. It is based on the arrangement of four (4) lines being connected in parallel, with every 2 hairpins in series.

The thruput in feed and gas is supposed to be

7,600 kg feed with $\rho = 100$	corresp. to $\frac{7600 \times 24}{100} = 1820 \text{ m}^3/\text{h}$
and 2,100 kg gas, $\rho_u = 0.35 \text{ kg/m}^3$	" " $\frac{2100}{0.35} = 6000 \text{ m}^3/\text{h}$
Total 9,700 kg	Total Volume 7820 m^3/h

$$\text{Average sp. gr.} = \frac{9700}{7820} = 1.24 \text{ kg/m}^3$$

The average pressure in the tubular converter is assumed to be 50 atm.

The average temperature is 25 mv. or $476^\circ \text{C} = 749^\circ \text{K}$.

1) Tubular Converter in Series with Other Converters:

$$\text{Amount of gas per line: } \frac{7820}{4} = 1955 \text{ m}^3/\text{h}$$

The Reynolds number becomes then

$$R_e = \frac{0.036 \times 1955 \times 1.47 \times 9.3}{2.56 \times 10^{-4} \times 2 \times 10^{-5}} = 15.9 \times 10^3$$

The value of the coefficient of resistance for a Reynolds number = 15,900 is 20, and the resistance of two hairpins connected in series is

$$\frac{2.21 \times 10^4 \times 20 \times 1955^2}{9.3 \times 51 \times 160^4} = 21 = 749 \times 1.24 = 12 \times 10^4 \text{ mm water column} \\ = 12 \times 1 \text{ atm.}^*$$

Results of computation agree with the earlier assumed value of 12 atm for the total amount assumed at that time of 9500 m^3/h (7700 m^3 gas, 7500 kg/h feed).

2) Tubular Converter Parallel with Converter I

If the tubular converter is arranged in parallel with the converter I and the feed and the amount of gas is distributed among the two converters in

* This will cause the whole coefficient to increase to 48 ... 50 atm.

proportion to their reaction spaces, the thruput thru the tubular converter will be

$$Q = 0.407 \times \frac{7820}{4} = 795 \text{ m}^3/\text{h}$$

The Reynolds number will then be

$$R_0 = \frac{0.096 \times 795 \times 1.24 \times 9.3}{160^2 \times 2 \times 10^{-6}} = 6.45 \times 10^3$$

and the coefficient of resistance $C = 22$, while the drop in pressure

$$\frac{2.21 \times 10^4 \times 22 \times 795^2 \times 24 \times 749 \times 1.24}{9.3 \times 51 \times 160^4} = 2.2 \times 10^4 \text{ mm water column,}$$

$$= 2.2 \pm 0.2 \text{ atm}$$

According to measurements taken during operation, the drop in pressure in converter I is 0.9 atm with 4600 m³/h of gas and 6536 kg/h feed, giving a total volume of 6170 m³/h, with a density of 1.32 kg/m³.

The parallel connection of the tubular converter with converter I does not produce any changes in the distribution of flow, and a correct proportioning of the gas between the converters is produced by throttling down the inlet into converter I. The other drops in pressure in the stall will be approximately in the proportion

$$\frac{(7820)^2}{(6170)^2} = 1.6,$$

and the difference for the stall, exclusive of the converter I must be about $21 \times 1.6 = 34$. The total stall difference will accordingly be $34 + 2 = 36$.

3). Tubular Converter in Parallel with Converters I - IV.

The thruput through the tubular converters was 1.59 t/h in the computations above.

Should one reduce the thruput of 0.5 t/m², the amount injected into the tubular converter would be 1000 kg feed and 300 m³ of gas, or a total amount 1040 m³/h with an average specific gravity of 1.24. The total amount per line would be

$$\frac{1040}{4} = 260 \text{ m}^3/\text{h}.$$

The branch stream of the tubular converter is supposed to combine with the main stream back of converter IV. The throttling will have to be done ahead of the tubular converter and the pressure in the tubular converter would correspond to the stall pressure between the converter IV and return pass of the heat exchanger I. Assuming an outlet pressure of 22 atm this pressure should be $22 + 4 \times 1.6 = 28.4$ atm.

The average pressure in the tubular converter is 29 atm.

The Reynolds number will then become

$$R_0 = \frac{0.036 \times 260 \times 1.24 \times 9.3}{160^2 \times 2 \times 10^{-6}} = 2.11 \times 10^3$$

The coefficient of resistance is 28.

The drop in pressure will be

$$\frac{2.21 \times 10^4 \times 28 \times 1.24 \times 260^2 \times 2.2 \times 749}{9.3 \times 30 \times 6.58 \times 10^8} = 5.1 \times 10^3, \text{ or}$$

0.5 -- 0.6 at.

The drop in pressure in the last part of the stall between the return pass of the heat exchanger I and to the stage cooler outlet will increase from 4 atm to about $4 \times 1.6 \text{ atm} = 6.4 \text{ atm}$. The stall difference will thus be increased by only about 2.5 atm through a parallel connection of the tubular converter. There will have to be a pressure drop of about 17 atm at the hot regulating valve of the tubular converter.

SUMMARY

- 1). The tubular converter is connected in series with the other converters.

$$7600 \text{ kg/h feed; } 6000 \text{ m}^3/\text{h gas, } a_n = 0.35 \text{ kg/m}^3$$

Drop in pressure = $12 \pm 1 \text{ atm}$; Stall difference* = 48 -- 50 atm.

- 2). Tubular converter in parallel to converter I.

Throughput through tubular converter 3100 kg/h feed; 2450 m³/h gas

Drop in pressure = $2.2 \pm 0.2 \text{ atm}$. Stall difference* about 36 atm.

- 3). Tubular converter parallel to converter I to IV incl.

Throughput through tubular converter: 1000 kg/h feed; 800 m³/h gas, correspond to 0.5 t/m²; Drop in pressure = 0.5 -- 0.6 atm; stall difference* abt. 24.5 atm.

Signed: Hamacher

* The values for the stall differences are based on measurements of 3/27/43

/pk1

775 d

Physical Data-36

T-370

Hochdruckversuche
Lu 558

22. Mai 1950

Betrifft: Versuch Frankfurt
Aromaten - Mischungen - Gleichgewicht.

Herr Dr. v. Müffling hat von Herrn Dr. J. Peters (Frankfurt) die Versuchsergebnisse für Benzol-Cyklohexan und Toluol-Methylenchlorid erhalten und in einem Kurvenblatt (1) RSK 5734-15 graphisch dargestellt.

Das Material ist in den beigefügten Kurvenblatt 1 in anderer Form graphisch dargestellt.

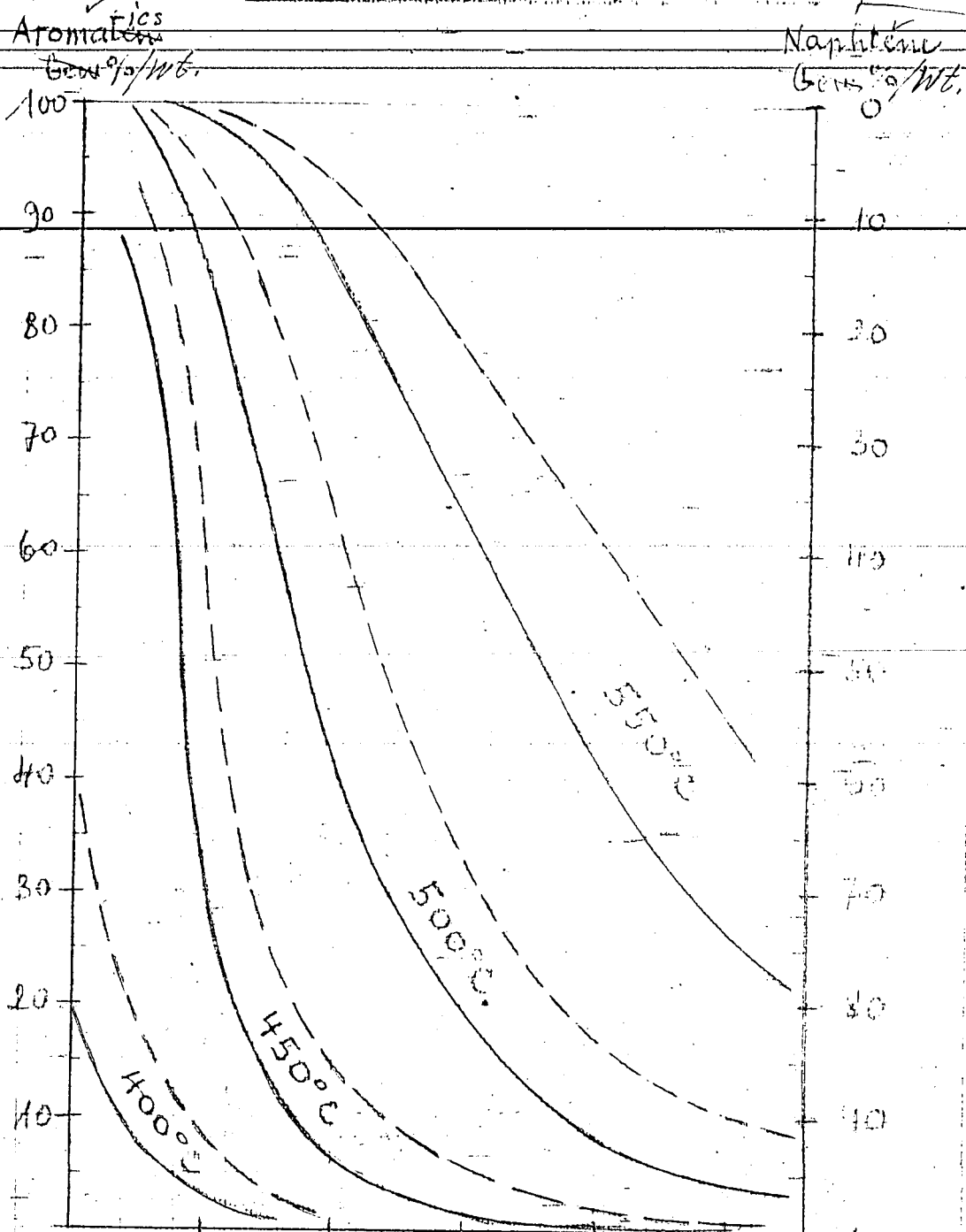
- a.) In Kurvenblatt 2 um die Abhängigkeit der Aromatenkonzentration vom Wasserstoffpartialdruck in den verschiedenen Temperaturgebieten besser zu veranschaulichen.
- b.) In Kurvenblatt 2 um zu verdeutlichen, welche Druck-Temperaturpaare einander zugeordnet sind, um die thermodynamischen Gleichgewichtseinstellungen bestimmter Aromatenkonzentrationen zu erzielen.

ges. Peters

776

Equilibrium at
 Aromaten-Naphtene-Gleichgewicht bei
 verschiedenen Temperaturen.

2.
 T-370
 FIG. 2



50 100 150 200 250 300 atm^m

→ H₂ - Partial Pressure

Benzol - Cyclohexane
 Toluol - Methylcyclohexane
 (Neglect Color)

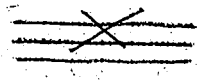
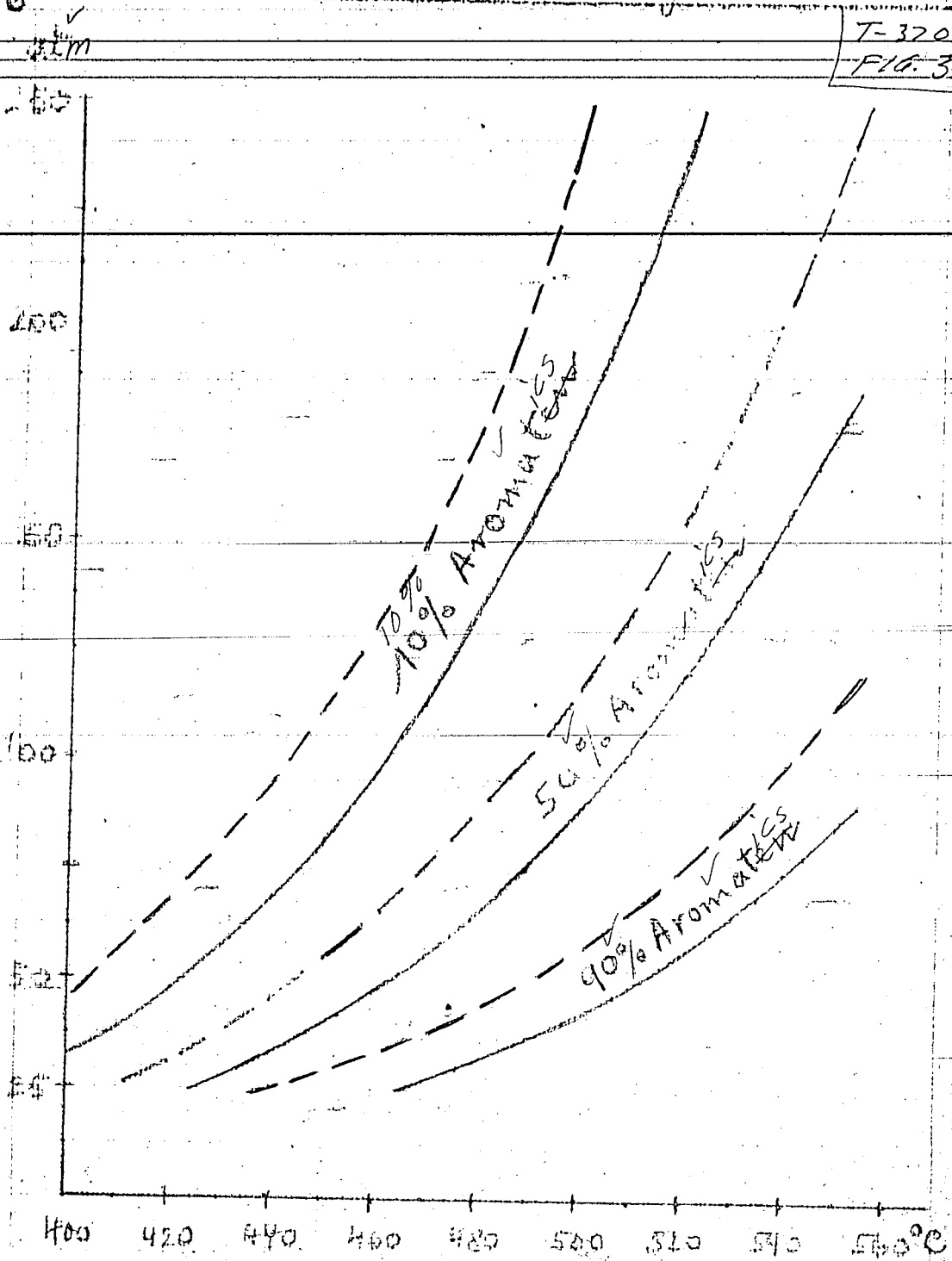
778
 17/13, 43 / J. L. J.

Conditions of Equilibrium for Different
 Gleichgewichtsbedingungen für
 verschiedene Aromatenkonzentrationen

3

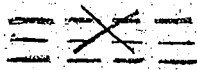
T-320

FIG. 3



Benzol - Cyclohexane

779



Toluol - Methylcyclohexane

(Neglect Color)

M. J. ...

Aromatics - Naphthene Equilibrium
By Dr. Peters, Ludwigshafen, 22 May 1943

Some years ago Dr. V. Muffling calculated the equilibrium for benzol-cyclo-hexane and toluol-methylcyclohexane, shown in Fig. 1.

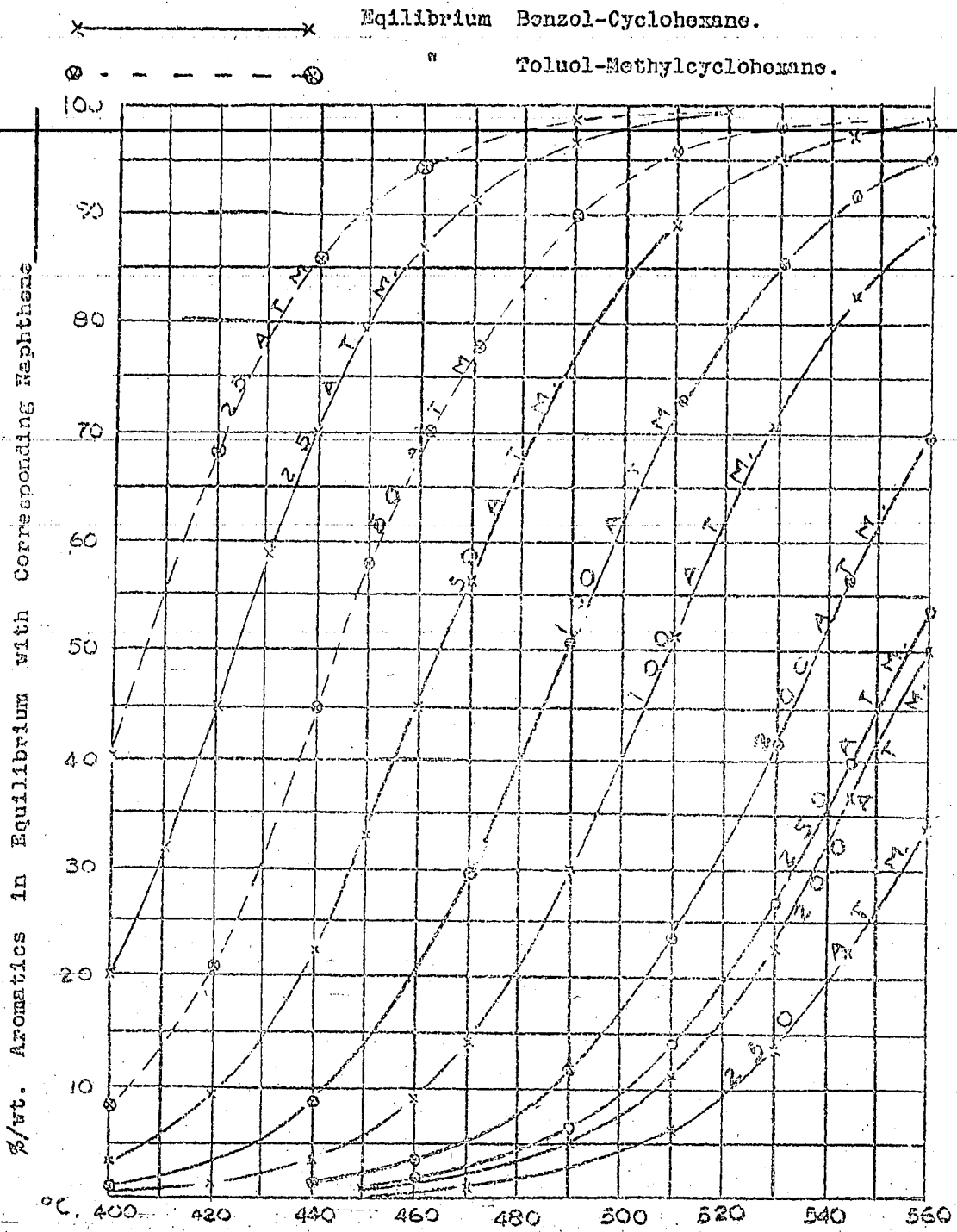
These data are graphically represented in Fig. 2 and Fig. 3 in another form.

- a) Fig. 2 shows the dependence of the aromatics concentration on H_2 partial pressure in different temperature ranges.
- b) Fig. 3 shows the pressures and temperatures required in order to obtain the thermo-dynamic equilibrium of certain aromatic concentrations.

/fkp

979a

Aromatics-Naphthene Equilibrium For Different N_2 Partial Pressures

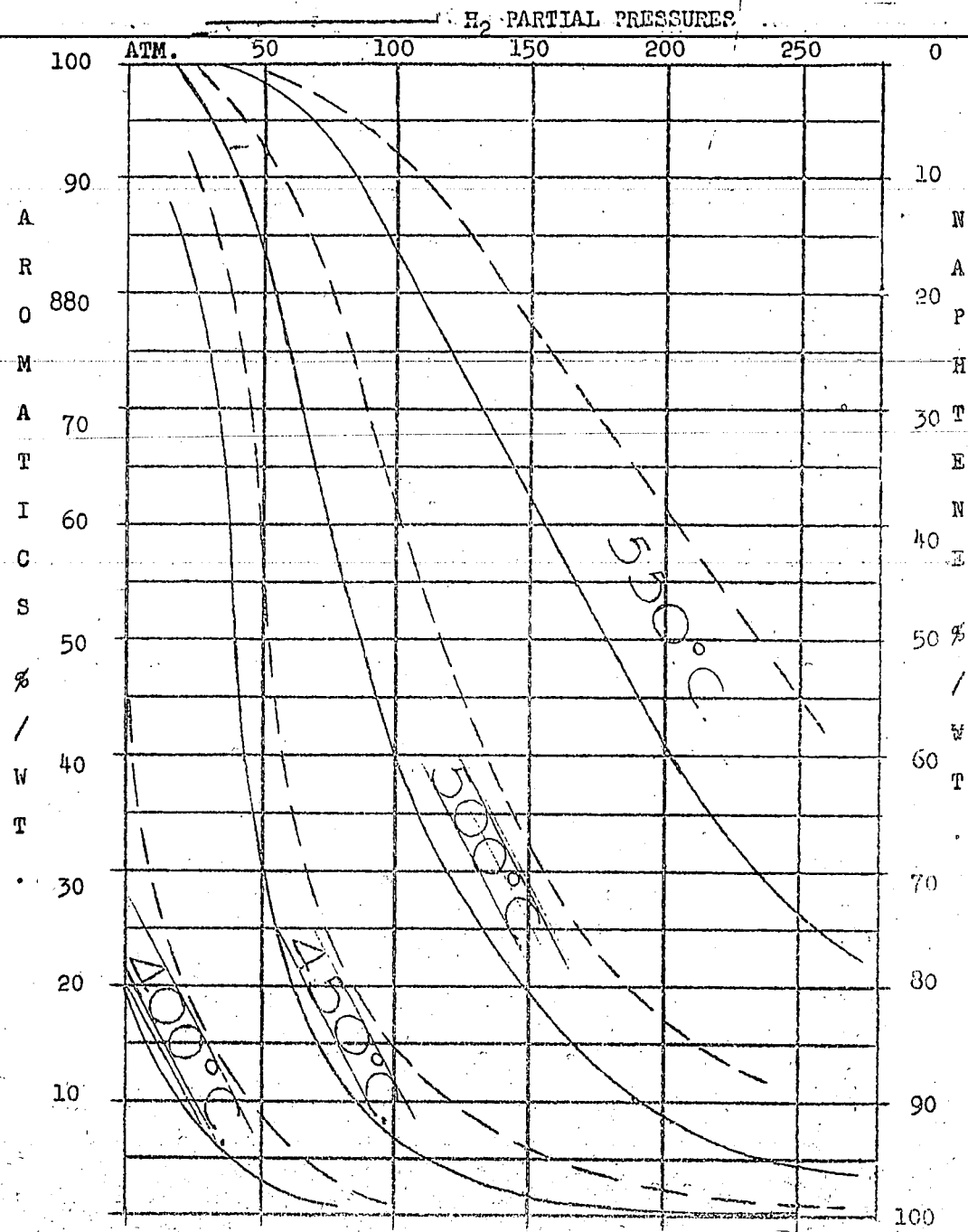


779B

T-730.
Fig. 2.

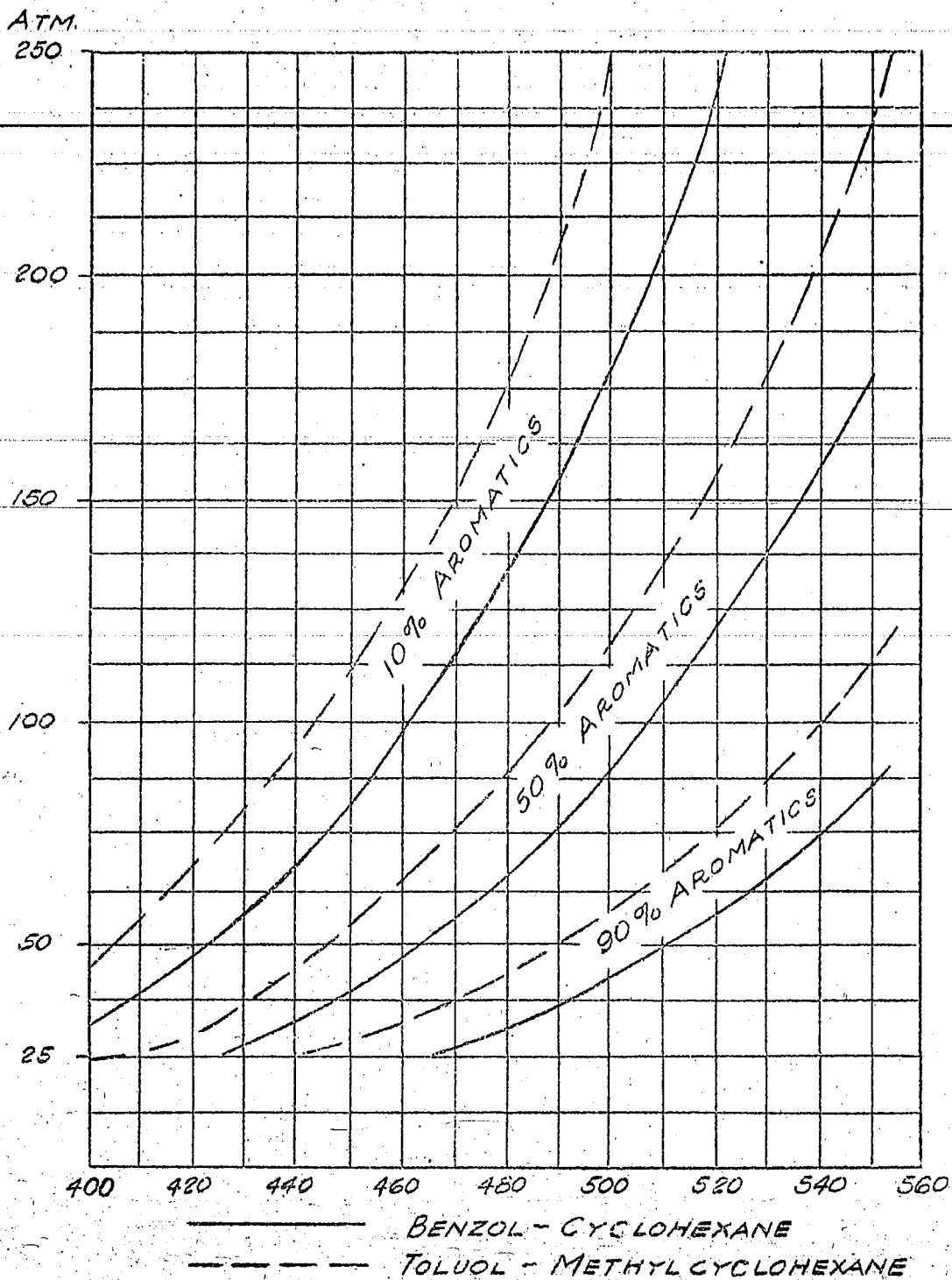
AROMATIC-NAPHTENE-EQUILIBRUM AT DIFFERENT TEMPERATURES.

————— BENZOL-CYCLOHEXANE
- - - - - TOLUOL-METHYLCYCLOHEXAN



779c

CONDITIONS OF EQUILIBRIUM FOR
AROMATIC CONCENTRATIONS



779d

Hochdruckversuche
Nr. 558

Zurück an
Vorzimmer Dir. Dr. Plöcher

15. November 1941 Hs/Pr.

Physical data # 37

F-267

Translated






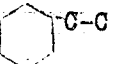


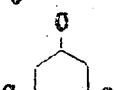
Isomere aromatische Kohlenwasserstoffe.
=====

Folgende Zusammenstellung enthält die aromatischen Kohlenwasserstoffe C_5 bis C_{10} mit wachsender C-Anzahl nach Art der Seitenketten angeordnet. Ausserdem sind Siedepunkt, spezifisches Gewicht, Verbrennungswärme, Mischoktanzahl ¹⁾ und Vorkommen in Benzinen angegeben. Die in der Tabelle angegebenen Kohlenwasserstoffe wurden alle technisch hergestellt, fallen aber zum Teil als Gemische an, die sich nicht durch Fraktionierung trennen lassen.

gez. Henkels.

¹⁾ Nach Lovell, Campbell, Boyd, Ind. Eng. Chem 23, 26 aus den Anilinäquivalenten berechnet. Die Bestimmungen wurden mit einer ca. 20 Vol.-%igen Lösung des betreffenden Kohlenwasserstoffes in einem Benzin der Oktanzahl 55 ausgeführt.


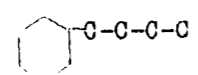
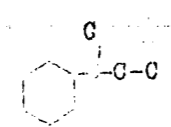
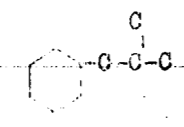
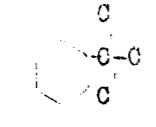
Isomere aromatische Kohlenwasserstoffe C₆-C₁₀

Kohlenwasserstoff	Formel	Siedepunkt °C	Spez. Gew. d ₄ ²⁰	Verbrennungswärme kcal/Mol	Mischoktanzahl		Vork. in Benzin nachge- wiesen	Techn. Dar- stel- lung	
					Motor	Res.			
Aromaten C _n H _{2n-6}									
C ₆ H ₆ Benzol		80,1	0,8737	782,00	(87)	(108)	+	+	
C ₇ H ₈ Toluol		110,8	0,8670	934,2	(90)	(120)	+	+	
④ C ₈ H ₁₀ o-Xylol		144,0	0,8801	1090,9	(97)	(121)	+	+ +	
m-Xylol		137,0	0,866	1090,9	(104)	(144)	+		
p-Xylol		138,4	0,8610	1087,1	(104)	(154)	+		
Äthylbenzol		136,15	0,8667	1089,0	(97)	(128)	+	+	
⑧ C ₉ H ₁₂ 1.2.3-Trimethyl- benzol (Hemellitol)		176,1	0,8951	-	-	-	+	+ +	
1.2.4-Trimethyl- benzol (Pseudocumol)		169,2	0,8762	1239,8	-	(123)	+		
1.3.5-Trimethyl- benzol (Mesitylen)		164,6	0,8653	1242,8	(109)	(161)	+		

Kohlenwasserstoff	Formel	Siedepunkt °C	Spez. Gew. d ₂₀ ⁴	Verbrennungswärme kcal/Mol	Mischoktanzahl Motor Res.		Vork. in Benzin- nachge- wiesen	Techn. Dar- stel- lung	
1-Methyl-2-Äthylbenzol		164,9	0,881	-	-	(107)			
1-Methyl-3-Äthylbenzol		161,5	0,8690	1243,2	-	(130)	+	+	
1-Methyl-4-Äthylbenzol		161,2	0,866	-	-	(147)			
n-Propylbenzol		158,6	0,8628	1245,7	-	(137)	+	+	
Isopropylbenzol		152,4	0,8581	1246,5	(87)	(128)	+	+	
C ₁₀ H ₁₄ (22)	1.2.3.4-Tetramethyl- benzol (Prehnitol)		204,5	0,901	1392,8	-	-	+	
	1.2.3.5-Tetramethyl- benzol (Isoduro)		198,0	0,8906	1389,8	-	-	+	+
	1.2.4.5-Tetramethyl- benzol (Duro)		196,0	0,8380	1388,3	-	-	+	
	1-Äthyl-2,3-Dime- thylbenzol		189,0	0,8704	-	-	-		
	1-Äthyl-2,4-Dime- thylbenzol		184,0	0,878	-	-	-		
	1-Äthyl-2,5-Dime- thylbenzol		185,5	0,8750	-	-	-		

782

Kohlenwasserstoff	Formel	Siedepunkt °C	Spez. Gew. d ₂₀ ⁴	Verbrennungswärme kcal/Mol	Mischoktanzahl		Vork. in Benzin nachge- wiesen	Techn. Dar- stel- lung
					Motor	Res.		
1-Äthyl-2.6-Dimethylbenzol		185,5	0,8740	-	-	-	-	+
1-Äthyl-3.4-Dimethylbenzol		189,0	0,8704	-	-	-	-	
1-Äthyl-3.5-Dimethylbenzol		185,0	0,861	-	-	-	-	
1.2-Diäthylbenzol		184,0	0,8662	-	-	-	-	
1.3-Diäthylbenzol		180,5	0,8597	-	(126)	(145)	+	+
1.4-Diäthylbenzol		183,0	0,865	-	-	(158)	-	
1-Methyl-2-n-propylbenzol		184,0	0,8740	-	-	(114)	-	
1-Methyl-3-n-propylbenzol		181,5	0,8620	1405,5	-	(130)	-	+
1-Methyl-4-n-propylbenzol		182,5	0,861	-	-	(130)	-	
1-Methyl-2-isopropylbenzol		175,5	0,876	1402,9	-	(117)	-	
1-Methyl-3-isopropylbenzol		175,7	0,8606	1409,5	-	(134)	-	+

Kohlenwasserstoff	Formel	Siedepunkt °C	Spez. Gew. d ₄ ²⁰	Verbrennungswärme kcal/mol	Mischoktanzahl		Vork. in Benzin- nachgewiesen	Techn. Dar- stellung
					Motor	Res.		
1-Methyl-4-isopropylbenzol (Cymol)		177,3	0,8570	1402,8	-	(136)	-	+
n-Butylbenzol		182,6	0,8668	1401,9	(82)	(115)		+
2-Methyl-n-propylbenzol (Isobutylbenzol)		170,0	0,8628	-	-	(115)		+
3-Methyl-n-propylbenzol (sek.-Butylbenzol)		171,0	0,8577	-	(78)	(119)		+
1,2-Dimethyl-ethylbenzol (tert.-Butylbenzol)		167,0	0,8623	1400,4	(88)	(130)		

784

High Pressure Experiments
Lu 558

November 15, 1941

ISOMERIC AROMATIC HYDROCARBONS.

From Dr. M. Pier's Private Files.

The following compilation contains the aromatic hydrocarbons from C₆ to C₁₀, arranged by the nature of the side chains with increasing number of C atoms. The boiling points, specific gravities, heats of combustion, the mixture octane number 1/ and the occurrence in gasolines is also given for them. All the hydrocarbons given in the table have been prepared industrially, but occur occasionally as mixtures, which can not be separated by fractionating.

Signed -- Menkel

W. M. Sternberg

1/Calculated from aniline equivalents by Lovell, Campbell and Boyd, Ind. Eng. Chem., vol 25, p.26. The determinations were made in about 20% solutions by volume of the corresponding hydrocarbons in a gasoline with the octane number of 55.

784a

Hydrocarbon	Structural Formula	Boiling Point, °C	Specific Gravity @ 20	Heat of Combustion kcal/mol	Octane Number of Motor Research	Presence in Gasolines Proven	Techn. Production
C ₆ H ₆ , Benzol	<chem>c1ccccc1</chem>	80.2	0.8737	782.00	(87)	+	+
C ₇ H ₈ , Toluol	<chem>Cc1ccccc1</chem>	110.5	0.8670	920.2	(90)	+	+
C ₈ H ₁₀ , o-xylol	<chem>Cc1ccc(C)cc1</chem>	144.0	0.8601	1050.9	(97)	+	}
m-xylol	<chem>Cc1cccc(C)c1</chem>	137.0	0.856	1090.9	(104)	+	
p-xylol	<chem>Cc1ccc(C)cc1</chem>	135.4	0.8510	1057.1	(104)	+	
ethyl benzol	<chem>CCc1ccccc1</chem>	136.15	0.8557	1089.0	(97)	+	
C ₉ H ₁₂ 1,2,3 tri- methyl benzol (hemimellitine)	<chem>Cc1cc(C)c(C)cc1</chem>	176.1	0.8951	—	—	+	}
1,2,4 tri- methyl benzene (pseudocumol)	<chem>Cc1cc(C)cc(C)c1</chem>	163.2	0.8762	1293.8	(123)	+	
1,3,5 tri- methyl benzene (mesitylene)	<chem>Cc1cc(C)c(C)c1C</chem>	160.6	0.8653	1242.8	(109)	+	
1 methyl, 2 ethyl benzene	<chem>CCc1ccc(C)cc1</chem>	184.9	0.881	—	(107)	+	
1 methyl 3 ethyl benzene	<chem>CCc1ccc(C)cc1</chem>	161.5	0.8590	1243.2	(130)	+	}
1 methyl 4 ethyl benzene	<chem>CCc1ccc(C)cc1</chem>	161.2	0.856	—	(147)	+	

7842

Hydrocarbon	Structural Formula	Boil. Point °C	Spec. Grav. d_{20}^{20}	Heat of Combust.	Octane number of mixture motor research	Presence in Gasoline Proven	Technical Production
C_9H_{12} , n propyl benzene		158.6	0.8628	1245.7	(137)	+	+
1-propyl benzene		152.4	0.8521	1246.5	(57) (128)	+	+
$C_{10}H_{14}$, 1,2,3,4 tetramethyl benzene (prehnitene)		204.5	0.901	1389.8	-	+	
1,2,3,5 tetra methyl benzene (isodurene)		198.0	0.8906	1389.8	-	+	+
1,2,4,5 tetra methyl benzene (durene)		196.0	0.8880	1388.3	-	+	
1 ethyl, 2,3 dimethylbenzene		189.0	0.8704	-	-	-	
1 ethyl 2,4, di-methyl benzene		184.0	0.878	-	-	-	
1 ethyl 2,5 di-methyl benzene		167.5	0.8750	-	-	-	+
1 ethyl 2,6 di-methyl benzene		185.5	0.8740	-	-	-	
1 ethyl 3,4 di-methyl benzene		189.0	0.8704	-	-	-	
1 ethyl, 3,5 di-methyl benzene		185.0	0.861	-	-	-	
1,2 diethyl benzene		184.0	0.8662	-	-	-	+
1,3 diethyl benzene		180.5	0.8597	-	(126) (145)	+	+

784c

T-267

Hydrocarbon	Structural Formula	Boil. Point °C	Specific Grav. @ 20°C	Heat of Combust.	Octane number of mixture motor research	Presence in Gasoline	Radical Product
$C_{10}H_{14}$ 1,4 dimethyl benzene	<chem>Cc1ccc(C)cc1</chem>	183.0	0.855	-	(158)	-	-
1 methyl, 2 n-propyl benzene	<chem>CC(C)Cc1ccccc1</chem>	184.0	0.8740	-	(114)	-	-
1 methyl, 3 n-propyl benzene	<chem>CC(C)CCc1ccccc1</chem>	181.5	0.8583	1405.5	(130)	-	-
1 methyl, 4-n-propyl benzene	<chem>CC(C)CCc1ccc(C)cc1</chem>	182.5	0.861	-	(130)	-	-
1 methyl 2-isopropyl benzene	<chem>CC(C)C(C)Cc1ccccc1</chem>	175.5	0.876	1402.9	(117)	-	-
1 methyl 3 isopropyl benzene	<chem>CC(C)CC(C)Cc1ccccc1</chem>	175.7	0.8506	1402.5	(134)	-	-
1 methyl 4 isopropyl benzene (cumene)	<chem>CC(C)CCc1ccc(C)cc1</chem>	177.3	0.8570	1402.8	(136)	-	-
n butyl benzene	<chem>CCCCc1ccccc1</chem>	182.6	0.8558	1401.9	(82)	-	-
2 methyl n propyl benzene (isobutyl benzene)	<chem>CC(C)CCc1ccccc1</chem>	170.0	0.8528	-	(115)	-	-
3 methyl n propyl benzene (sec. butyl benzene)	<chem>CC(C)CCc1ccccc1</chem>	171.0	0.8577	-	(78)	-	-
1,4 dimethyl ethyl benzene (tert. butyl benzene)	<chem>CC(C)(C)Cc1ccc(C)cc1</chem>	167.0	0.8523	1400.4	(88)	-	-

784d

Theoretisches zur Bildung höherer Kohlenwasserstoffe aus
Methan in Gegenwart v. Schwefel oder Schwefelverbindungen.

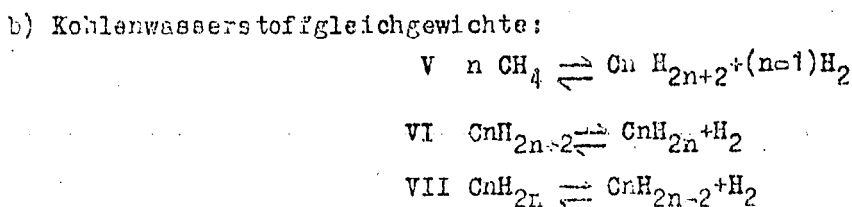
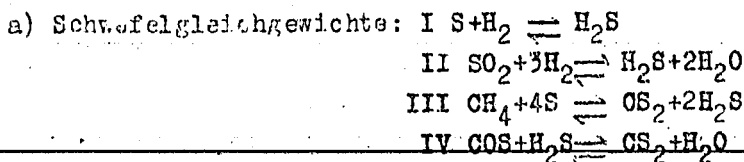
Zu dem Problem, Methan in Gegenwart von Schwefel oder irgendwelchen Schwefelverbindungen an Kontakten ev. bei gleichzeitiger Anwesenheit von Wasserstoff in höhere, sei es gesättigte oder ungesättigte Paraffinkohlenwasserstoffe überzuführen, sollen im folgenden einige theoretische Unterlagen gegeben werden:

Nach der Lage der thermodynamischen Gleichgewichte führen alle Umsetzungen der Paraffinkohlenwasserstoffe für sich allein bei höherer Temperatur zu einer Aufspaltung in kleinere Moleküle und letzten Endes zu einer Disproportionierung in Methan+Kohlenstoff. In Gegenwart von genügend Wasserstoff entsteht Methan allein als der bei weitem energiereichste und damit stabilste Kohlenwasserstoff. In der Praxis führen die Umsetzungen nicht von einer Änderung der Moleküllzahl begleitet, daher sind die betreffenden Gleichgewichte auch durch Anwendung hoher Drucke nicht zu Gunsten der höheren Kohlenwasserstoffe zu verschieben. Eine solche Verschiebung kann aber bei Anwesenheit eines Wasserstoff aufnehmenden Systems eintreten, wobei unter Umständen die Bildung höherer Kohlenwasserstoffe energetisch günstiger liegt und diese Bildung mit einer Verringerung der Moleküllzahl verknüpft ist und daher durch Anwendung hoher Drucke begünstigt wird. Zur Prüfung der Frage, ob und wie weit Schwefelzusatz in irgendeiner Form (elementarer Schwefel, SO_2 , CS_2 , COS) diesen Forderungen genügt, ist die Kenntnis einer Reihe thermodynamischer Gleichgewichte erforderlich, deren Gleichgewichtskonstanten daher aus thermodynamischen Daten (Bildungswärmen der Verbindungen aus den Elementen und normalen Bildungsentropien) nach der Näherungsformel $4,573 \log K_p = -Q_{298}^0/T + S$ berechnet wurden, soweit sie nicht der Literatur entnommen werden konnten. Dabei wurde berücksichtigt, daß man in der Praxis möglicherweise Wasserstoff zuführen müßte, sei es um die Reaktion wärmemäßig besser zu beherrschen, sei es, um Koksabscheidung und Kontaktabklängen zu vermeiden.

Zur Beurteilung sämtlicher thermodynamisch möglicher Umsetzungen, die in einem System x Mol $CH_4 + y$ Mol S-Verbindung + z Mol H_2 (S-Verbindung = S_2 , SO_2 , CS_2 oder COS ; z evtl. = 0) zur Bildung höherer

1842/1

Kohlenwasserstoffe führen können, ist die Kenntnis folgender Gleichgewichte in Abhängigkeit von der Temperatur in einem interessierenden Temperaturbereich von etwa 300 bis 750°C hinreichend.



Bei den Kohlenwasserstoffgleichgewichten interessiert vornehmlich der Fall $n=2$, da in den Gleichgewichten V-VII die Wärmetönung pro Mol CH_4 bzw. H_2 zunächst als in erster Näherung von n unabhängig angesehen werden kann. Bei einem System, das nach der Lage des Gleichgewichtes höhere Kohlenwasserstoffe aus Methan liefern könnte, würde es daher im wesentlichen eine Frage des Kontaktes sein, ob nur C_2H_6 oder ein Gemisch höherer Paraffine entsteht.

Tabelle I:
 Gleichgewichtskonstanten (s.o. Kurvenblatt)

Nr. des Gleichgewichtes (s.o.)	Temperatur °C	log K_p	Literatur
I $H_2 + 1/8(S_8)$ $H_2 + 1/6(S_6)$	unter 460°	+503/T + 1,30	Dr. Fromherz Ber. 13 7151
	460-750°	+225/T + 0,907	
II	300-750	+10 830/T - 3,00	
III $CH_4 + 1/2(S_8)$	unter 460°	-10 410/T + 13,70	
	460-750°	-11 530/T + 12,15	
IV	300-750	-1 885/T - 1,51	
V $n=2$	300-750	- 2910/T - 0,478	G. R. Schultze Z. angew. Ch. 49 (1936) 267
VI $n=2$	"	- 6 750/T + 6,05	
$n=8$	"	- 6 360/T + 7,85	
VII $n=2$	"	- 3 440/T + 6,00	(1936) 284

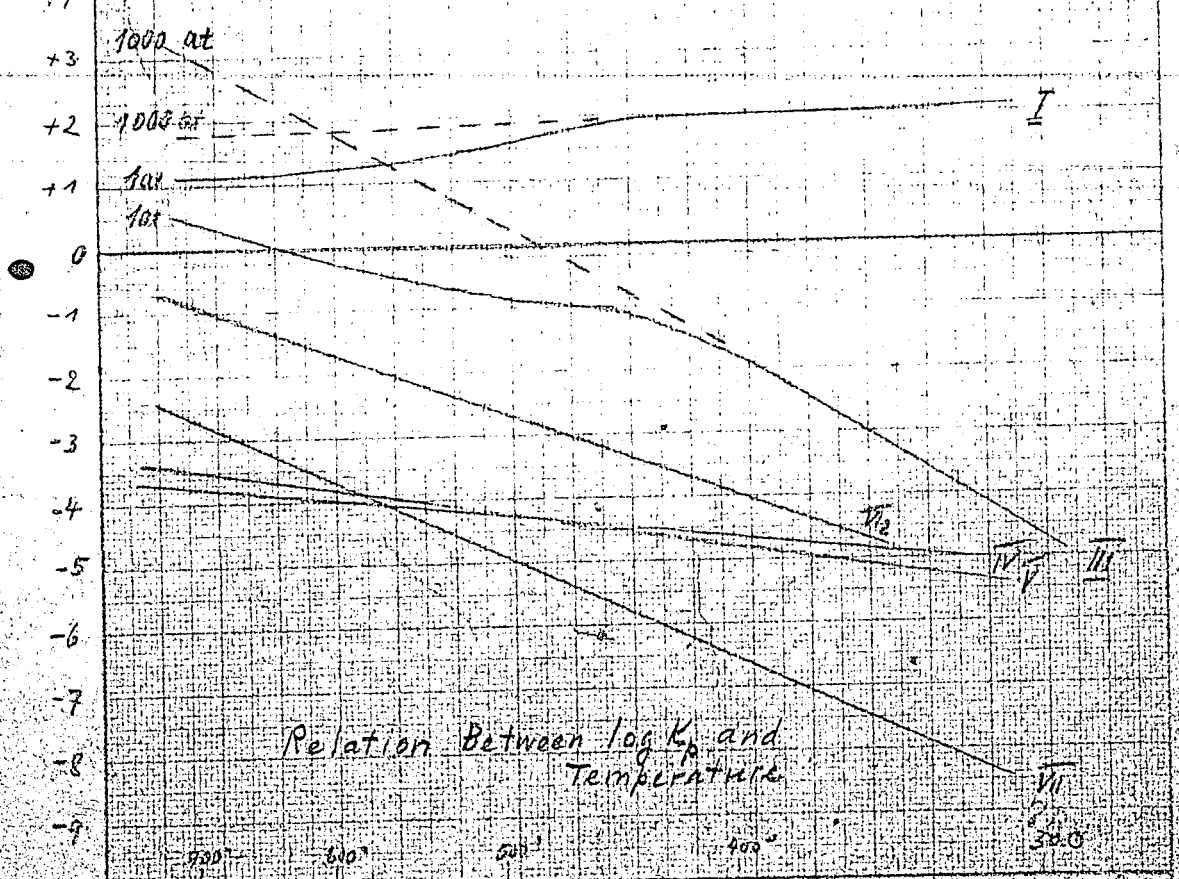
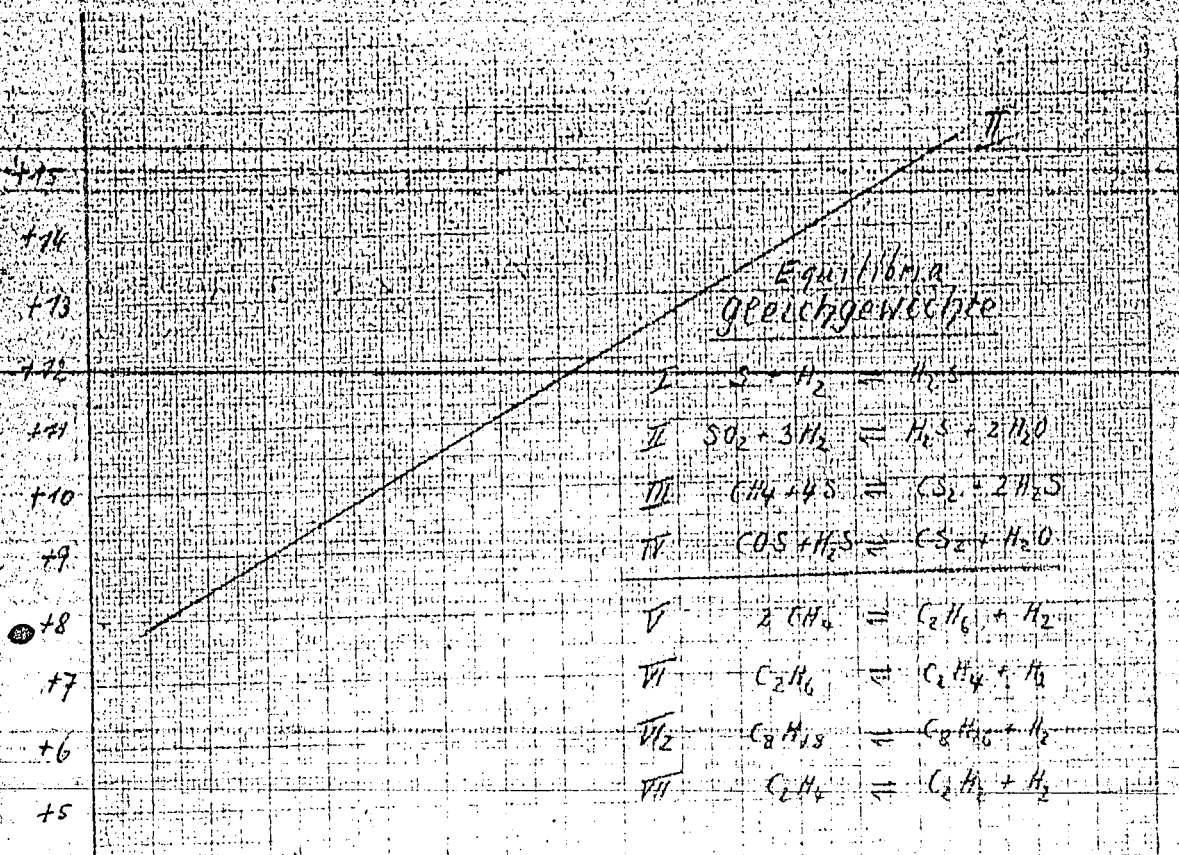
Tabelle II

Der Berechnung zugrundegelegte Thermodynamische Daten:

gasförmige Verbindung	Normalentropien S cal/grad	Bildungswärmen Q Kcal	Bemerkungen
S ₆	82,6	22,6	Festlegung der Vorzeichen:
S ₈	95,8	20,00	A + ⇌ B + C + ...
SO ₂	59,4	70,95	K _p = B · C · ...
H ₂ S	49,15	4,80	A · ...
CS ₂	56,84	- 29,05	4,574 log K _p = ΔQ/T + ΔS
COS	60,5 (unsicher)	35,7	
H ₂	31,23	0	
H ₂ O	45,10	57,95	
CH ₄	44,46	18,2	
C ₂ H ₆	55,5	22,7	
C ₂ H ₄	51,90	s. Bem.	C ₂ H ₄ + H ₂ - C ₂ H ₆ + 29-32,9 Kcal
C ₂ H ₂	48,08	- 54,8	

Unter Verwendung von Tabelle I wurden die Konstanten für eine Reihe typischer zusammengesetzter Gleichgewichte berechnet und hieraus für die Gesamtdrucke 1 und 1000 atm und für die beiden Temperaturen 394 und 727°C die prozentualen Methanumsätze ermittelt unter der Annahme, daß man von einem der linken Seite des Gleichgewichtes entsprechenden stöchiometrischen Gemisch ausgehend die Einstellung des Gleichgewichtes realisieren könnte (s. Tabelle III). Die Rechnung ergibt folgendes:

- 1.) Umsetzung von Methan mit Schwefel: Die ausschließliche Bildung von höheren Paraffinkohlenwasserstoffen unter Reduktion des Schwefels zu H₂S ist thermodynamisch nicht in wesentlichem Umfange zu erwarten, dagegen könnten unter extremen Bedingungen (1000 atm, 727°C) bei höherem Schwefelzusatz Olefine in merklicher Menge entstehen. Über die in einem solchen System aber leicht eintretende Bildung von CS₂ aus CH₄+S s. Ber. v. Dr. Fromherz 13 715i.



700 800 900 1000 1100 1200 1300 1400 1500 1600 1700 1800
 0.0010 0.0015 0.0020 0.0025 0.0030 0.0035 0.0040 0.0045 0.0050 0.0055 0.0060 0.0065 0.0070 0.0075 0.0080 0.0085 0.0090 0.0095 0.0100
 G. Reichenhütte Aktiengesellschaft
 Ludwigshafen a. Rhein
 Log. K_p in Abhängigkeit von der Temp.

Tabelle III.

Gleichgewichte zwischen Methan u. Schwefelverbindungen.

Gleichgewicht	727°C		394°C			
	K _p	CH ₄ -Umsatz bei 1 atm 1000 atm	K _p	CH ₄ -Ums. bei 1 atm	K _p	CH ₄ -Ums. b. 1000 atm
1. $2 \text{CH}_4 + \text{S} = \text{C}_2\text{H}_6 + \text{H}_2\text{S}$ $2 \text{CH}_4 + 2\text{S} = \text{C}_2\text{H}_4 + 2\text{H}_2\text{S}$	$5,6 \cdot 10^{-8}$	0,2 10	$1,6 \cdot 10^{-5}$	0,1	$1,5 \cdot 10^{-4}$	1
	$1,5 \cdot 10^{-2}$	6 40	$1,5 \cdot 10^{-5}$	1	$3,8 \cdot 10^{-7}$	2
2. $6\text{CH}_4 + \text{SO}_2 = 3\text{C}_2\text{H}_6 + \text{H}_2\text{S} + 2\text{H}_2\text{O}$ $2\text{CH}_4 + \text{SO}_2 = \text{C}_2\text{H}_2\text{S} + \text{H}_2\text{S} + 2\text{H}_2\text{O}$ $2\text{CH}_4 + \text{SO}_2 + 2\text{H}_2 = \text{C}_2\text{H}_6 + \text{H}_2\text{S} + 2\text{H}_2\text{O}$	$6,6 \cdot 10^{-3}$	25 50	$6,2 \cdot 10^{-2}$	30	$6,2 \cdot 10^{-2}$	60
	22,4	95 80	$5,6 \cdot 10^{-3}$	75	$5,6 \cdot 10^{-2}$	30
	$3,1 \cdot 10^4$	90 95	$3 \cdot 10^8$	100	$3 \cdot 10^8$	1000
3. $3\text{CH}_4 + \text{CS}_2 = 2\text{C}_2\text{H}_4 + 2\text{H}_2\text{S}$ $\text{CH}_4 + \text{CS}_2 + 3\text{H}_2 = \text{C}_2\text{H}_6 + 2\text{H}_2\text{S}$	$5,4 \cdot 10^{-5}$	10 10	$2,2 \cdot 10^{-8}$	1	$2,0 \cdot 10^{-8}$	1
	3,3	3 85	$2,3 \cdot 10^5$	60	$1,9 \cdot 10^5$	99
$3\text{CH}_4 + \text{COS} = 2\text{C}_2\text{H}_4 + \text{H}_2\text{S} + \text{H}_2\text{O}$	10^{-8}	1 1	$5 \cdot 10^{-3}$	0	4,2	0
$\text{CH}_4 + \text{COS} + 3\text{H}_2 = \text{C}_2\text{H}_6 + \text{H}_2\text{S} + \text{H}_2\text{O}$	$6,7 \cdot 10^{-4}$	0 5	5,2	3	$4,5 \cdot 10^{-13}$	70

2.) Umsetzung von Methan mit Schwefeldioxyd: Die Erzeugung höherer Paraffine wäre wegen der Verringerung der Molzahl bei der betrachteten Reaktion insbesondere bei höherem Druck thermodynamisch möglich. Bei Gegenwart von etwas Wasserstoff liegt das thermodynamische Gleichgewicht bei allen untersuchten Bedingungen praktisch vollständig auf der Seite der höheren Kohlenwasserstoffe. Auch die Bildung stark ungesättigter Kohlenwasserstoffe ist thermodynamisch möglich und zwar wegen der bei ihr eintretenden Erhöhung der Molzahl bevorzugt bei niedrigen Drucken. Die Gleichgewichte unter Beteiligung von SO₂ sind relativ wenig temperaturabhängig, sodaß man bei der Wahl der Versuchstemperaturen nicht durch thermodynamische Gesichtspunkte beschränkt wäre. Mit steigender Temp. verschieben sich die Paraffingleichgew. etwas in Richtung zum Methan, das Ungesättigtengleichgewicht ^{etwas} in Richtung Acetylen.

3.) Umsetzung von Methan mit Schwefelkohlenstoff: Bei der angenommenen Äthylenbildung in Abwesenheit von H₂ liegt das Gleichgewicht ganz auf der Seite des Methans. In Gegenwart von Wasserstoff ist eine Äthanbil-

dung insbesondere bei tieferer Temperatur und höherem Druck thermodynamisch möglich.

4.) Umsetzung von Methan mit Kohlenoxysulfid: Die Verhältnisse liegen hier qualitativ ähnlich, nur quantitativ wesentlich ungünstiger als bei Verwendung von CS_2 .

gez-Reitz.

H. Pier's
private files.

W. Sternberg
July 14, 1947

High Pressure Studies
P/in-558

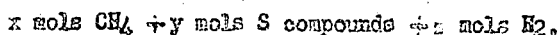
April 2, 1941

THEORY OF FORMATION OF HIGHER HYDROCARBONS FROM METHANE
IN THE PRESENCE OF SULFUR OR SULFUR COMPOUNDS

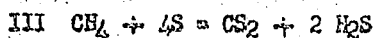
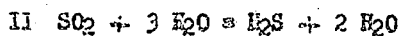
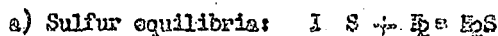
A few theoretical considerations will be shown below regarding the conversion of methane into saturated or unsaturated paraffin hydrocarbons in the presence of sulfur or any sulfur compounds in the catalysts and with a simultaneous use of hydrogen:

From the position of the thermodynamic equilibria, all conversions of paraffin hydrocarbons alone, at higher temperatures, will result in their splitting up into smaller molecules, and in the last end a breaking down into methane + carbon. If sufficient hydrogen is present, methane alone will result as the hydrocarbon lowest in energy content and therefore the most stable. In the latter case the conversion is not accompanied by a change in the number of mols, and the corresponding equilibria can not therefore be displaced towards the higher hydrocarbons by the application of higher pressures. Such a displacement may however be brought about by the presence of system-absorbing hydrogen, if (1) the formation of higher hydrocarbons is occasionally energetically more favorable, and (2) this formation is connected with a reduction of the number of mols, and therefore favored by the use of higher pressures. The knowledge of a series of thermodynamic equilibria is required to answer the question whether or not the addition of sulfur in any form whatsoever (elementary sulfur, SO₂, CS₂, COS) would satisfy these demands. The equilibrium constants were therefore calculated from the thermodynamic data (heats of formation of the compounds from the elements and the normal entropies of formation) using the approximation formula $4.573 \log K_p = \frac{Q_{2980}^\circ}{T} + \Delta S$, unless taken from data in literature. In that connection the probable required addition of hydrogen in practice was taken into consideration, either for a better mastery of the reaction from the standpoint of heat, or else to avoid the formation of coke and shortening the life of the catalysts.

A knowledge of the following equilibria in the temperature range of interest to us, i.e. between 300 and 750° is required in evaluating the different reactions possible from a thermodynamic standpoint for the formation of higher hydrocarbons in a system of

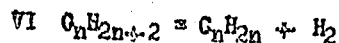


where the S compounds may be S₂, SO₂, CS₂ or COS, and z may be = 0.



790a

b) Hydrocarbon equilibria: $V \quad nCH_4 = C_nH_{2n-2} + (n-1)H_2$



Among the hydrocarbon equilibria, the case with $n = 2$ is particularly interesting, because the heat of the reactions of the equilibria V - VII may be considered independent from n as a first approximation, when calculating per mol CH_4 or H_2 . In a system in which the equilibrium conditions would permit the production of higher hydrocarbons from methane, it would essentially become a matter of catalysts whether only C_2H_6 or a mixture of higher hydrocarbons were to form.

Table 1.
Equilibrium Constants (v. also curves).

No. of equilibrium	Temperature, °C	log K_p	Literature.
I $H_2 + 1/8 S_8$ $H_2 + 1/6 H_6$	below 460 460 - 750°	$+503/T + 1.30$ $+225/T + 0.507$	
II	300 - 750°	$+10,830/T - 3.00$	
III $CH_4 + 1/2 S_8$	below 460° 460 - 750°	$-10,410/T + 13.70$ $-11,530/T + 12.15$	Fr. Fromherz Ber. vol. 13, p. 7151
IV	300 - 750°	$-1,885/T - 1.81$	
V $n = 2$	300 - 750°	$-2,910/T - 0.478$	
VI $n = 2$ $n = 6$	" "	$-6,750/T + 0.05$ $-6,360/T + 7.85$	G.R. Schultze, Oel und Kohle, vol. 12, 1936, p 267; Z. ang. Chem., vol. 49, 1936, p. 284.
VII $n = 2$	"	$-8,440/T + 6.00$	

Table 2.
Calculation of the Basic Thermodynamic Data.

gaseous compd.	Normal entropy, S cal/degree	Heat of formation Q Kcal.	Remarks.
S_6	82.6	22.6	Conventions on the signs: $A + = B + C + \dots$ $K_p = \frac{B \cdot C \cdot \dots}{A \cdot \dots}$ $4.574 \log K_p =$ $= Q/T + \Delta S$
S_8	95.8	20.00	
SO_2	59.4	70.95	
H_2S	49.15	4.80	
CS_2	56.84	-29.05	
CO_2	60.5 (uncertain)	35.7	see under remarks. $C_2H_4 + H_2 = C_2H_6 +$ $+29 = 32.8 \text{ kcal.}$
H_2	31.23	0	
H_2O	45.10	57.95	
CH_4	44.46	18.2	
C_2H_6	55.5	22.7	
C_2H_4	51.90		
C_2H_2	48.08	-54.8	

The constants for a series of typically composed equilibria have been calculated using table 1, and the total methane conversion found from them for the total pressures of 1 and 1000 atmospheres for the two temperatures 394° and 727° on the assumption that the equilibrium could become established starting with a stoichiometric mixture represented by the left side of the equation (v. table 3). The results of the computations were as follows:

1.) Conversion of methane with sulfur: One may not anticipate on thermodynamic grounds any significant amount of formation of higher paraffinic hydrocarbons by a simple reduction of sulfur to H₂S, but under extreme conditions (1000 atm, 727° C) appreciable amounts of olefines may form with greater additions of sulfur. V., however, the readily resulting formation of CS₂ from CH₄ + S in Fromherz, Ber., vol. 13, p. 7151.

Table 3.
Equilibria Between Methane and Sulfur Compounds.

Equilibrium	K _p	727° C		δ _p	394° C		CH ₄ conversion at 1000 atm.
		CH ₄ conversion at 1 atm.	1000 atm.		conversion at 1 atm	K _p	
1. 2 CH ₄ + S = C ₂ H ₆ + H ₂ S	5.6x10 ⁻³	0.2	10	1.6x10 ⁻³	0.1	1.5x10 ⁻⁴	1
2CH ₄ + 2S = C ₂ H ₄ + 2H ₂ S	1.5x10 ⁻²	6	40	1.5x10 ⁻⁵	1	3.8x10 ⁻⁷	2
2. 6CH ₄ + SO ₂ = 3C ₂ H ₆ + 2H ₂ S + 2H ₂ O	6.6x10 ⁻³	25	50	6.2x10 ⁻²	30	6.2x10 ⁻²	60
2CH ₄ + SO ₂ = C ₂ H ₄ + H ₂ S + 2H ₂ O	22.4	95	80	5.6x10 ⁻³	75	5.6x10 ³	30
2CH ₄ + SO ₂ + 2H ₂ = C ₂ H ₆ + H ₂ S + 2H ₂ O	3.1x10 ⁴	90	95	3x10 ⁸	100	3x10 ⁸	100
3. 3CH ₄ + CS ₂ = 2C ₂ H ₄ + 2H ₂ S	5.4x10 ⁻⁵	10	10	2.2x10 ⁻⁸	1	2.0x10 ⁻⁸	1
CH ₄ + CS ₂ + 3H ₂ = C ₂ H ₆ + 2H ₂ S	3.3	3	85	2.3x10 ⁵	60	1.9x10 ⁵	99
4. 3CH ₄ + COS = 2C ₂ H ₄ + H ₂ S + H ₂ O	10 ⁻⁸	1	1	5x10 ⁻³	0	4.2	0
CH ₄ + COS + 3H ₂ = C ₂ H ₆ + H ₂ S + H ₂ O	6.7x10 ⁻⁴	0	5	5.2	3	4.5x10 ⁻¹³	70

2.) Conversion of Methane with Sulfur Dioxide: Thermodynamically, the production of the higher paraffines would be possible because of the reduction in the number of mols in this reaction. In the presence of some hydrogen the thermodynamic equilibrium under all the conditions investigated is practically entirely on the higher hydrocarbon side. The production of the strongly unsaturated hydrocarbons is also thermodynamically possible, and the lower pressures are to be preferred because of the reduction in the number of mols. The equilibria with SO₂ are little affected by temperatures, and need not be restricted by temperature considerations in the selection of the experimental temperatures. At rising temperatures, the paraffine equilibria are somewhat displaced towards the methane side, the equilibria of the unsaturated towards acetylene.

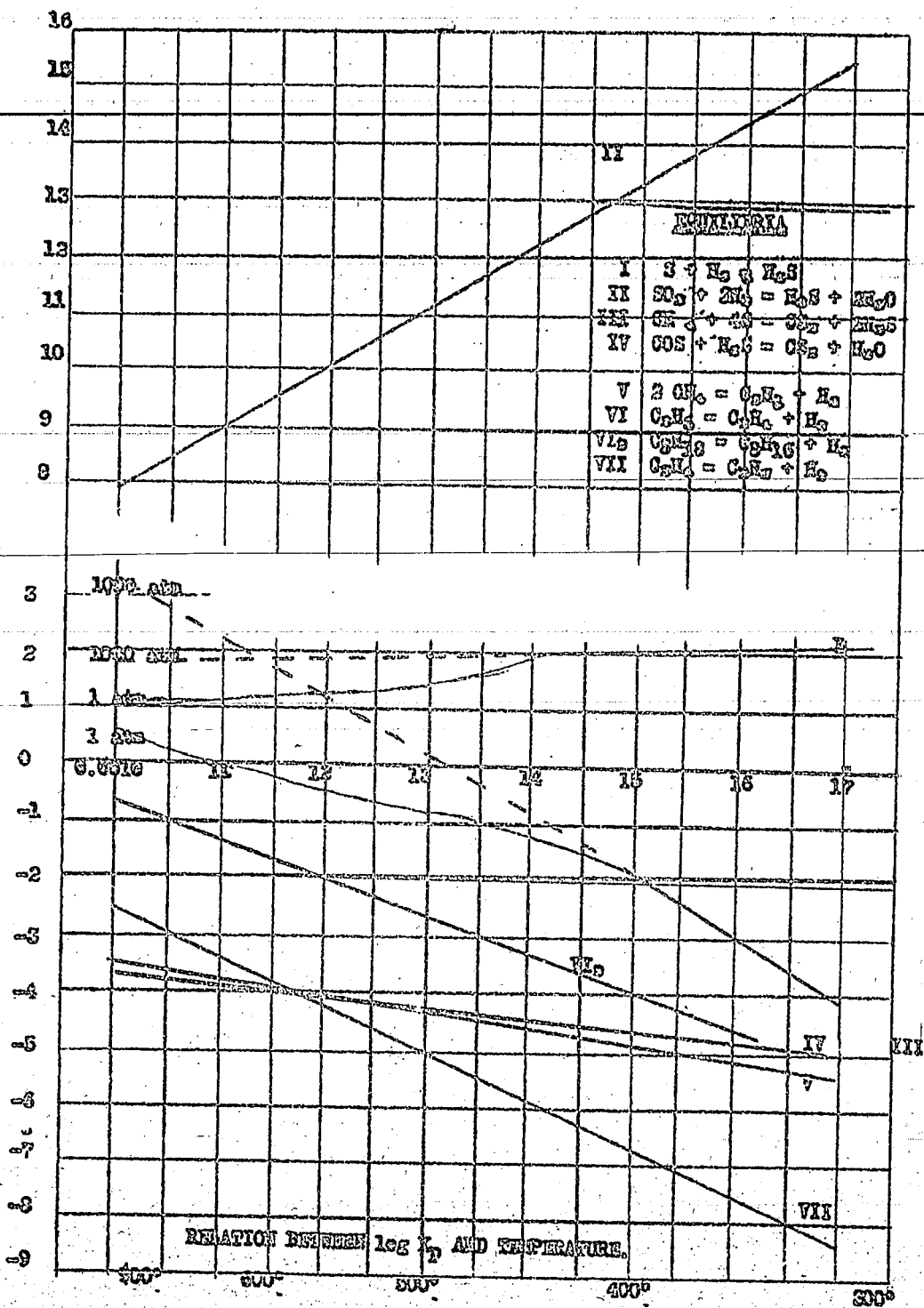
790c

- 3.) Conversion of Methane with Carbon Disulfide: The equilibrium is entirely on the methane side in the assumed ethylene formation in the absence of H_2 .
- 4.) Conversion of Methane with Carbon Oxysulfide: Conditions in this case are qualitatively the same as in the use of CS_2 , but appreciably less favorable quantitatively.

Signed: Reitz.

/ekp

790 d



790 e



Bergwerksgesellschaft Hibernia
Aktiengesellschaft
 Grubenverwaltung

Drachwort:
Hibernia Herne

Fornruf: Amt Herne,
Sammelnr. 60041 u. 80141
Fernschreibanschluß:
Essen 26

Bankverbindungen:
Preußische Staatsbank
(Sachhandlung) Berlin, WB
Deutsche Bank, Herne und
Rocklinghausen
Westfalenbank A.G. Bochum
Reichsbank-Girokonto
Herne 343/81
Postcheckkonto:
Essen Nr. 7226

Coal Quality

Bergwerksgesellschaft Hibernia A.G., Herne, Postschloßfach Nr. 89

An die
Hydrierwerk Scholven
Aktiengesellschaft,
Gelsenkirchen - Buer.

Eingang		
12.9.1942		
J. Besch. Nr.	Kontroll. Nr.	Art. Nr.
1000	100	0001

Ihre Zeichen: Ihre Nachricht vom: Unsere Zeichen: **Herne**
 D./P. 12.9.42

Betr.

In der Anlage übersenden wir Ihnen eine Aktien-
 notiz unseres Herrn Dr. Ost betreffend Hydrier-
 kohlenqualität mit der Bitte um refl. Fernleit-
 ungen.

Heil Hitler!

Bergwerksgesellschaft Hibernia
 Aktiengesellschaft

ppa.

[Handwritten signature]

Anlage.

791

7312
Dep. 11/11/5

Der Salzgehalt der Hydrierkohle der Zoche Nordstern 3/4 beträgt 0,012 % NaCl. bei einem Wassergehalt von 5 + 8 %. Das umlaufende Waschwasser hat dort einen Salzgehalt von 6,7 g/ltr. Als Wasserverbrauch wurde genannt: 1.000 obm. bei 4.000 t Aufgabe (Wasser aus dem Rhein-Herne-Kanal 4 Pfg. /obm.).
Bei Hydrierkohle Zweckel ist aber auch schon ein niedriger Wert von 0,018 % Salz erreicht worden; es ist damit zu rechnen, dass sich die Kochsalzgehalte durch den Abgang von Tropfwasser auf dem Transport noch weiter senken.

Nach Mitteilung des Herrn Dr. Schünfelder haben sich bis jetzt keine weiteren Betriebsstörungen ergeben, sodass es wünschenswert ist, vom Hydrierwerk zu erfahren, ob auch ohne Zusatz von Ammonsulfat die Störungen in Kontaktoren ausbleiben und ob sich inzwischen noch andere Ursachen für die Betriebsstörungen herausgestellt haben, welche nichts mit dem Salzgehalt der Kohle zu tun haben. Wenn auch in Zukunft dem Waschen und Abbrausen der Hydrierkohlen weiter erhöhte Beachtung geschenkt wird, so ist aus betrieblichen Gründen (nicht etwa der zusätzlichen Wasserkosten wegen) der Wunsch der Zoche, ein Zuviel an zusätzlichem Wasser zu vermeiden.

Dr.

hoch für Sie,

730

7-344

Hauptlabor.-Scholven, den 10.9.1942

Aktennotiz betr. Hydrrierkohlenqualität.

Mit Schrolven vom 16. 7. 1942 hat das Hydrrierwerk Scholven von Betriebsstörungen berichtet, deren Ursache in einer Verminderung der Kohlequalität und zwar in einem Ansteigen des C-Gehaltes und der Alkalität der Asche gesehen werden.

1. Das Ansteigen des C-Gehaltes über 82 % bei gleichzeitiger Abnahme des Gehalts an flüchtigen Bestandteilen unter 38 % würde gewiss einen trägeren Verlauf der Hydrrierung zur Folge haben. Die vom Hydrrierwerk mitgeteilten Zahlen der flüchtigen Bestandteile weichen nun bei Scholven-Zweckel und auch bei Blumenthal stark von den Ergebnissen der Zechenlaboratorien ab, Abweichungen, wie sie bei der Einführung der Verkokungsprüfung im Quarzglasstiegel durch das Kohlensyndikat auch bei Gasflammkohle nie gefunden wurden. (Vergl. Brennstoffchemie Bd. 19, S. 217-226 und 237-243 (1938)).

Bei Zweckelkohle sind die Unterschiede folgende :

1942	April	Mai	Juni	Juli	August
Hydrrierwerk Scholven	36,1	35,1	35,4	34,9	noch nicht bel.
Hauptlabor. Hibernia	38,27	37,97	36,68	38,46	38,27

Die täglichen Befunde des Hauptlabors Hibernia zeigen nicht die starken Streuungen wie die Befunde des Hydrrierwerks. Um Zweifel zu beseitigen, wird sich das Hauptlabor. Hibernia den Verkokungs-Ofen nach Radmacher besorgen und dann die Differenzen durch Schiedsanalyse geklärt werden. Ebenso wird in den von der Wasche Scholven auf der Handsetzmaschine gewonnenen Flözproben der C-Gehalt durch Schiedsanalyse festgestellt werden. Der Aschengehalt ist inzwischen gemäss Anordnung des Vorstands auf unter 4 % gesenkt worden.

2. Die Alkalität der Aschen hat nach Angabe des Hydrrierwerks durch Bildung von Salzverkrustungen zu Betriebsstörungen geführt; bei der sauren Fahrweise wird der Ca- und Mg-Gehalt der Asche in Chloride umgewandelt, welche im Ofen eine klebrige Salzschnmelze bilden und die Bildung der Kokswände herbeiführen. Eine solche Bildung von Salzschnmelzen bei der Reaktionstemperatur von 475° ist möglich, aber nur dann, wenn der Kochsalzgehalt ein gewisses Maß übersteigt. Im Folgenden sind die Schmelzpunkte der Einzelkomponenten wie auch der eutektischen Mischungen wiedergegeben:

Schmelzpunkte	Schmelzpunkte von Salzmischungen		
	Salzpaar	Temp. Eutekt.	%-gehalt des Eutekt.
NaCl 605°	CaCl ₂ -MgCl ₂	621°	57,2 Gew.-% CaCl ₂
KCl 775°	NaCl-CaCl ₂	500°	52,8 Mol.-% NaCl
CaCl ₂ 777°	NaCl-MgCl ₂	430°	56,0 Gew.-% NaCl
MgCl ₂ 711°	KCl-CaCl ₂	600°	26,5 Gew.-% KCl
	KCl-MgCl ₂	490°	33,0 Mol.-% KCl

Wenn nicht noch andere Ursachen an der Bildung der Kokswände

beteiligt-

beteiligt sind, so kann also ein genügend grosser Kochsalzgehalt der Kohle die Bildung einer eutektischen Mischung und damit ein Ausschleiden einer schmelzenden, klebrigen Masse zur Folge haben, deren Schmelz- bezw. Sinterungspunkt vielleicht durch die anwesenden Bleisalze (-wir fanden bis 6 % Blei im Wasserlöslichen des Kontaktofenrückstands) - noch mehr erniedrigt wird. Die Chloride des Calciums und Magnesiums können für sich ein so niedrig schmelzendes Eutektikum nicht liefern. Da es ja auch nie Aufgabe einer Steinkohlenwäsche sein konnte, die Bestandteile der "inneren Asche" zu entfernen, war das Hochatliegende, die wichtigste Komponente der obengenannten Salzmischungen, das Kochsalz, durch stärkere Wäsche zu entfernen. Deshalb wurde der Wasserumlauf auf beiden Wäschen (Blumenthal u. Scholven I) durch Mehrgabe von Ruhrwasser erhöht, die Kohle vor dem Abgang in die Bunker bezw. Verladetaschen scharfer abgebraut und dabei recht gute Fortschritte erzielt (siehe weiter unten). Zur Kontrolle der Auswaschung eignete sich die Analyse der Tropfwasser nicht, da der Gehalt dieser Wasser je nach der Art und Zeit der Entnahme stark und ganz ungleichmässig schwankte. Besser eignet sich zur Betriebskontrolle das 12-stündige Stehenlassen der Verladeproben in destilliertem Wasser und anschließende Titration des Chloridgehalts. Diese Bestimmungsweise erfasst neben dem Chloridgehalt der Kohle das ihrem Wassergehalt entsprechende Tropfwasserchlorid und ist vor allen Dingen schnell durchführbar. Analysen von Tropfwasser der Hydrierkohle Zweckel ergaben übrigens, dass der Eindampfrückstand aus 91 - 92 % NaCl, 1 - 2 % MgCl₂ und 6 - 7 % CaCl₂ besteht.

Ergebnisse: Die Wäsche Scholven I verbraucht jetzt zusätzlich 800 m³ Ruhrwasser auf 400 t Tagesleistung an Hydrierkohle, und zwar wird das ganze Ruhrwasser auf der Hydrierkohleseite eingesetzt, das bisher verwendete Brausenwasser auf der Kokskohlenwäsche. Die Hydrierkohle wird nicht mehr an den Verladetaschen abgebraut, sondern durch 3 Brausen in der Zulauftrinne zum Klassiersieb. Die Kohle wird dadurch auch wasserärmer und die Probenahme an der Verladetasche auch einwandfrei. Die Feinkohle wird ebenfalls durch drei hintereinanderliegende Brausen auf dem Entwässerungssieb abgebraut und zwar so, dass das Brausenwasser schräg der sich fortbewegenden Kohle entgegenströmt, wodurch die Verweilzeit des Wassers etwas erhöht wird. Das unter den Brausen weglauende Wasser hat nur et 1/10 der Konzentration des umlaufenden Waschwassers (ca. 0,25 g NaCl / ltr.), läuft aber bei der Arbeitsweise dieser Wäsche wieder mit dem konzentrierten Umlaufwasser zusammen, sodass man wünschen muss, dass bei neu zu errichtenden Wäschen das Wasser zweckdienlicher eingesetzt und seine Verweilzeit bei der Kohle erhöht wird. Vorläufig besteht nur der Vorteil, dass durch dieses zusätzliche Wasser der Gesamtumlauf beider Wäschesysteme verdünnt und so auch die Kokskohle salzärmer wird, was für die Koksöfen und die Bemühungen um Senkung des Chloridgehalts im Kokereiteer nur zu wünschen ist. Bei Scholven ist der Salzgehalt des Waschwassers von ca. 2,7 g/ltr. auf 1,6 - 2,1 g gesenkt worden. Bei Blumenthal, wo auf 800 t Hydrierkohle ca. 840 obm Ruhrwasser - zusätzlich verbraucht werden, ist der Salzgehalt des Waschwassers von 2,64 g/ltr. auf 1,72 g heruntergegangen. Der Kochsalzgehalt der verladenen Kohle ist für Zweckel aus beiliegendem Kurvenblatt zu ersähen und wird jetzt durchaus gleichmässig. Bei Blumenthal liegen die Werte in derselben Höhe und zwar vor dem Abbrausen bei 0,030 - 0,035 %, nach dem Abbrausen 0,025 - 0,030 % NaCl. Der Salzgehalt ist also, nachdem er vorher je nach dem Salzgehalt der Rohkohle 0,060 - 0,100% und darüber betragen hat, wesentlich gesenkt worden.

KCBraun
4-28-47

Quality of Hydrogenation Coal

By Dr. Ost, Bergwerksgesellschaft
Hibernia, Herne,
10 Sept. 1942

In a letter of July 16, 1942, Hydro-Works Scholven reports of operating difficulties believed to be due to a deterioration of the quality of the coal, characterized by an increase in the C-content and the alkalinity of the ash.

1.) An increase in the C-content above 82% with a simultaneous decrease in volatile constituents below 38% would indeed have the effect of a more sluggish hydrogenation. Now, the figures for volatile constituents reported by Scholven are in sharp variance with the results of the mine laboratories for Scholven-Zweckel as well as for Blumenthal coal, variations such as were never found at the introduction of the coking test in the quartz glass crucible by the coal syndicate, even with high volatile coal (Gasflammkohle).

With Zweckel coal the differences are:

1942	April	May	June	July	August
Hydro-Works Scholven:	36.1	35.1	35.4	34.9	not yet known
Hibernia Main Lab:	38.27	37.97	36.68	38.46	38.27

The daily tests of the Hibernia main laboratory do not show the sharp deviations as the tests at Scholven. In order to eliminate all doubts, the Hibernia main laboratory will procure a Radmacher coking oven and clarify the differences by an un-fired analysis. The C-content in the seam samples obtained in the coal wash at Scholven will also be determined by an un-fired analysis. In the meantime, the ash content has been lowered to below 4% by order of the board of directors.

2). According to statements by Scholven, the alkalinity of the ash has caused operating disturbances by the formation of salt encrustations. In the acidic operations (Sauren Fahrweise) at Scholven, the Ca and Mg content of the ash is converted into chlorides which form a sticky mass of melted salt and cause encrusted walls. Such a formation of melted salt is possible at a reaction temperature of 475°C, but only if the NaCl content exceeds a certain amount. The melting points of individual components as well as of the eutectic mixtures are given below:

MELTING POINTS				
Salt		Salt Combin.	Eutectic Temp.	% Content (Eutectic)
NaCl	605°C	CaCl ₂ -MgCl ₂	621°C	57.2%/Wt. CaCl ₂
KCl	775°C	NaCl-CaCl ₂	500°C	52.8%/Mol. NaCl
CaCl ₂	777°C	NaCl-MgCl ₂	430°C	56.0%/Wt. NaCl
MgCl ₂	711°C	KCl-CaCl ₂	600°C	26.5%/Wt. KCl
		KCl-MgCl ₂	490°C	33.0%/Mol. KCl

795a

If the formation of encrusted wall is not due to still other causes, a sufficiently large NaCl content of the coal can cause a eutectic mixture and therewith a precipitation of a melting sticky mass, whose melting or sintering point is possibly lowered still more by the lead salts present; we found up to 6% lead in the water soluble in the catalyst converter residue. The chlorides of calcium and magnesium can not produce such a low melting eutectoid by themselves. Since it was never intended to be the task of a bituminous coal wash to remove the constituents of the "inner ash", the nearest to it was to remove the most important constituents of the above mentioned salt mixtures, NaCl, by more intense washing. That is why the water circulation at both washes, Blumenthal and Scholven I, was increased by adding Ruhr water; the coal was heavily drenched before going to the bunkers or loading pockets, with very good results, see below. The analysis of the drip water was not suitable for the control of the washout, because the content of these waters varies greatly and very irregularly, depending upon the manner and time of removal. Better suited for operating control is to let the load samples stand in distilled water for 12 hours, followed by titration of the chlorine content. This method of determination not only includes the chlorine content of the coal but the drip water chlorine corresponding to the water content of the coal as well, and can be done in a short time. Analyses of the drip water from Zweckel hydrogenation coal indicated that the evaporation residue consists of 91 - 92% NaCl, 1 - 2% MgCl₂ and 6 - 7% CaCl₂.

Results:

When washing 400 t/day of hydrogenation coal, Scholven I wash now uses additional 800 m³ Ruhr water. The entire Ruhr water is used for hydrogenation coal wash, while the well water used in the past is used for washing coking coal. The hydrogenation nut coal is no longer sprayed at the loading hoppers, but by three sprays in the delivery trough to the classifying screen. In this manner the coal loses more water and taking samples at the loading hopper becomes quite satisfactory. The fine coal is also sprayed by three successive sprays on the dewatering screen in such a manner that the water is sprayed diagonally against the moving coal, thus increasing the residence time of the wash water a little. The runoff water below the sprays has only 1/10 the concentration of the circulating wash water, abt. 0.25 g NaCl/Ltr, but with this washing method it again runs into the circulating water. It would seem desirable to use the water more efficiently in future wash installations and to increase its residence time with the coal. At present there is only this advantage, that the total circulating water for both washing systems is diluted by the added water, thus also removing more of the salt from the coking coal, which is very desirable for the coke ovens and our efforts to lower the chlorine content of the coke oven tar. At Scholven I the salt content of the wash water has been reduced from abt. 2.7 g/Ltr. to 1.6 - 2.1 g/Ltr. At Blumenthal, where about 840 m³ additional Ruhr water is used for each 800 t hydrogenation coal, the salt content of the wash water has dropped from 2.64 g/Ltr. to 1.72 g/Ltr. The NaCl content of the loaded coal is shown for Zweckel on the attached diagram and is now uniform throughout. At Blumenthal the values are the same, i.e. 0.030 - 0.035% NaCl before the spray and 0.025 - 0.030% NaCl after the spray. Consequently, the salt content has been appreciably lowered from the former 0.060 - 0.100% of the raw coal.

The salt content of the hydrogenation coal from the Nordstern mine 3/4 is 0.012% NaCl, with a water content of 6 - 8%. The circulating wash water

795 b

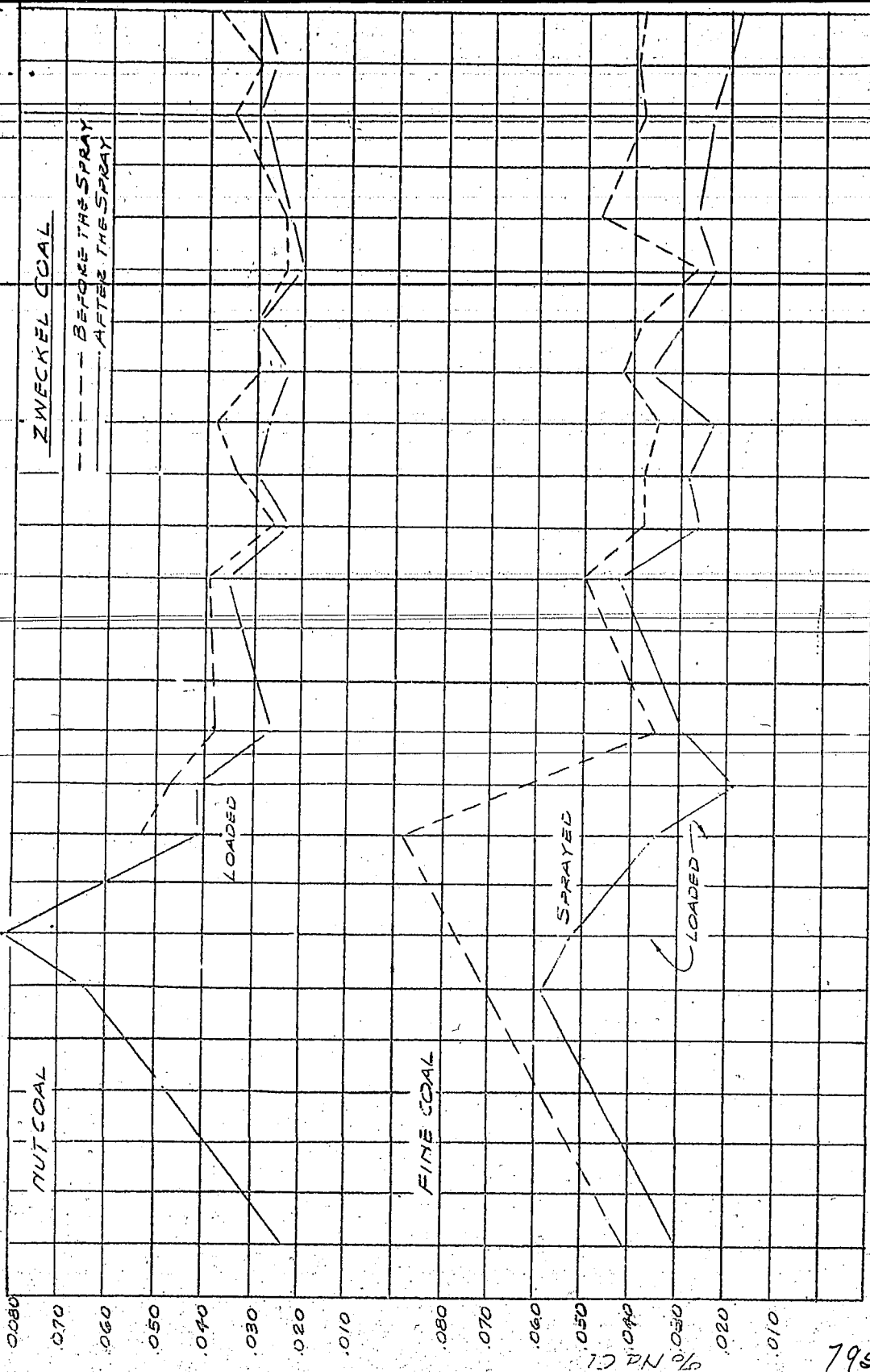
there has a salt content of 0.7 g/ltr. The water consumption was given as 1000 m³/4000 t; water from the Rhein-Herne canal @ 4 pf/m³.

However, a lower salt content of 0.018% has, at times, been obtained with Zweckel hydrogenation coal. It is to be expected that the NaCl content will be lowered further by the loss of drip water in transit.

According to a communication from Dr. Schönfelder, no further trouble has been encountered in operation. It is, therefore, desirable to find out from the hydro-works if the troubles in the catalyst converter have also been eliminated without the addition of ammonium-sulfate and if other causes of these operating difficulties have since been found, which have nothing to do with the salt content of the coal. Even though the washing and spraying of hydrogenation coal will receive more attention in the future, the mine desires to avoid too much additional water, for operating reasons, not because of the additional water cost.

/pk1

795c



795d

108

138

218 228

245 255 268

298 305 315 19 29 39 49 59

79 89 99

7-344

TABLE I
Quality of Auto Gasoline
from Various Raw Materials
aus verschiedenen Rohstoffen.

TABLE I
Quality of Auto Gasoline
from Various Raw Materials
aus verschiedenen Rohstoffen.

Zusück an
Vorzimmer Dir. Roy P. 1938 Pf
I-588

Spec. Gewicht in 1000 g Siedebeginn	0,735	0,750	0,730	0,740	0,750	0,735	0,745
5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	6434/ 6434	5059/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434
200	300	300	300	300	300	300	300
0,735	0,750	0,730	0,740	0,750	0,735	0,745	
+ 51	44	50	40	34	53	45	
38°	35°	38°	40°	40°	53	45	
20	18	15	10	11	42	43	
40	38	38	36	37			
55	55	56	54	54			
72	78	80	80	79			
92	91	97	92	95			
180°	185°	180°	190°	185°	197°	180	
195°	185°	180°	190°	185°	197°	180	
0,60	0,6	0,6	0,6	0,6			
4%	4%	4%	4%	4%			
53	35	60	30	20	58	43	
40	56	30	59	64	37	46	
6	8	9	10	15	4	10	
1	1	1	1	1	1	1	
65	70	65	73	75	70	73	
80	83	80	85	86	83	85	
85	88	85	89	90	88	89	
64	68	63	71	75	58	71	

Spez. Gewicht
in 1000 g
Siedebeginn
-70°
-100°
-120°
-150°
-180°
Endpunkt
Labor-Pressur
Dampfdruck
Butan- & Ethyl-
zusammensetzung:
Paraffins
Naphthene
Aromatische
Unsaturierte
O.N.Res. Meth. Pb
" 0,04 Pb
" 0,08 Pb
O.N.Res., bitumenfrei

Duplicate of Table 1.

7-288

Qualitätsangaben für Autobenzin aus verschiedenen Kohlenstoffen.

14. Nov. 1939 Pf

Ausgangsstoff	Braunkohle		Braunkohlen- schmelzteer ältere Schmelzkohle	Steinkohlen- jüngere Schmelzkohle	Stein- kohle (83% C)	Stein- kohlen- teer, Pech	Krackrückstand Rohöl	Gasöl
	ältere	junge						
Katalysator	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	6434/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434
Druck	200	300	300	300	300	300	300	300
Spez. Gewicht	0,736	0,750	0,730	0,740	0,750	0,736	0,745	
Anilinpunkt °C	51	44	50	40	34	53	43	
Siedebeginn	38°	35°	38°	40°	40°	53	43	
% -70°	20	18	15	10	11	42	43	
% -100°	40	38	38	36	37			
% -120°	55	56	56	54	54			
% -150°	72	78	80	80	79			
% -180°	57	35	37	35	25			
Endpunkt	195°	185°	180°	190°	185°	197°	180	
Dampfdruck	0,60	0,6	0,6	0,6	0,6			
Butangehalt	4 %	4 %	4 %	4 %	4 %			
Zusammensetzung:								
Paraffine	53	35	60	30	20	58	43	
Naphthene	40	56	30	59	64	37	46	
Aromaten	6	8	9	10	15	4	10	
Ungesättigte	1	1	1	1	1	1	1	
O.Z. Res. Meth. Pb	66	70	65	73	75	70	73	
" " 0,04 Pb	80	83	80	85	86	83	85	
" " 0,08 Pb	85	88	85	89	90	88	89	
O.Z. Res. ,butanfrei	64	68	63	71	73	68	71	

262

Abchrift/R
Hochdruckversuche
ID 558

Quality of Aromatic Aviation Gasoline from Various Raw Materials

TABLE 2.

Qualitätsangaben für aromatenhaltiges I-Benzin aus verschiedenen Rohstoffen

14 May 1939 pt.

7-3884

Ausgangsstoff Feed Material	Braunkohl(e)		Steinkohl(e)		Steinkohl- Lenteer Pech		Krackrückstand Gasöl	
	ältere Braun Kohle	7019 300	ältere Steinkohle	7019 300	ältere Steinkohle	7019 300	ältere Krackrückstand	7019 300
Katalysator - Catalyst								
Spez. Gewicht / 150°C	0,775	0,795	0,755	0,300	0,815	0,736	0,795	
Anilindgewicht / 150°C	19	50	25	50	43	45	45	
Siedebeginn	8	35	40	76	20	37	36	
% - 1000	35	75	97	97	92	97	97	
% - 1200	95	95	160	165	167	156	155	
% - 1500	157	160	160	165	167	156	155	
% - 1600	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	
Enddruck	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	
Dampfdruck @ 40°C	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	
Zusammensetzung + Composition	36	20	56	12	10	26	16	
% Paraffine	31	37	25	35	19	38	29	
% Naphtene	30	42	18	52	70	40	57	
% Aromaten	1	1	1	1	1	2	4	
Umsatzzahl - Octane No.	79	86	69	89	97	85	90	
Res. Meth.	92	98	87	102	106	98	101	
Mot. Meth.	73	76	67	78	82	75	78	
"	85	87	83	90	91	87	89	
"	87	89	85	92	93	89	91	
Nach Dehydrierung + Aromatisierung des Gesamtbenzins: Aromatisierung + Aromatisierung	48	60	33	79	82	63	74	
O.N. Res. Meth.	87	93	76	98	103	93	97	
Motor Meth.	100	103	92	107	112	103	106	
"	77	80	70	83	86	80	82	
"	91	91	87	93	96	91	92	

Ergebnisse

Abchrift/R
Hochdruckversuche
Lu 558

*This is duplicate of Table 2,
Do not reproduce*

Qualitätsangaben für aromatenhaltiges I-Benzin aus verschiedenen Vorzinstoffen. Dr. Pistor

14. Nov. 1939 Pf. Z-588

Ausgangsstoff	Braunkohle		Braunkohlenschwefel-		Steinkohle (83% C)	Steinroh- lenteer Pech		Kraackrückstand Rohöl	Gasöl
	ältere	junge	alte Schwefel- kohle	keer junge Schwefel- kohle		7019 300	7019 300		
Katalysator - <i>Carbonyl</i>	7019	7019			7019	7019	7019	7019	7019
Druck Atm.	300	300			300	300	300	300	300
Spez. Gewicht /150°C	0,775	0,755		0,755	0,300	0,815	0,796	0,795	
Anilinpunkt °C	19	+5		25	-2	-20	+7	+1	
Siedebeginn °C	50	50		50	42	43	45	45	
% - 70°	8	8		40	7	4	37	36	
% - 100°	35	35		76	28	20	97	97	
% - 120°	75	75		97	67	57	97	97	
% - 150°	95	95		160	92	92	156	155	
% - 160°	157	160		160	97	97	156	155	
Endpunkt °C	157	160		160	165	167	156	155	
Dampfdruck b. 40°C	0,4	0,4		0,4	0,4	0,4	—	—	
Zusammensetzung:									
% Paraffine	36	20		56	12	10	26	16	
% Naphtene	31	37		25	35	19	38	29	
% Aromaten	30	42		18	52	70	40	57	
% ungesättigte	1	1		1	1	1	2	4	
Oktanahl:									
Res. Meth.	79	86		69	89	97	85	90	
" "	92	98		87	102	106	98	90	
" "	73	76		67	78	82	75	101	
" "	85	87		83	90	91	87	78	
" "	87	89		85	92	93	89	89	
Nach Dehydrierung (x)									
des Gesamtbenzins:									
Aromatengehalt	48	60		33	79	82	63	74	
O.Z. Res. Meth.	87	93		76	98	103	93	97	
" "	100	103		92	107	112	103	106	
Motor Meth.	77	80		70	83	86	80	82	
" "	91	91		87	93	96	91	82	
(x) Geschätzt									

53
52

Abschrift/R
Hochdruckversuche
Lu 558

Reproducible Table 3
Qualitätsangaben für I-Benzin aus verschiedenen Rohstoffkategorien

14. Nov. 1939. Prof. Dr. Dietrich

Ausgangsstoff	Braunkohle		Steinkohle (83% 1)		Steinkohlen- teer- Pech		Krackrückstand		E r d ö l	
	ältere	junge	ältere	jüngere	ältere	jüngere	Gasöl	Gasöl	basisch	asphalt- basisch
Katalysator	5058/ 6434	5058/ 6434	6434/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434	5058/ 6434
Druck	200	300	300	300	300	300	300	300	300	300
Spez. Gew. / 15°C	0,725	0,712	0,730	0,725	0,728	0,725	0,718	0,722		
Anilinpunkt °C	55	51	47	46	51	45	45	42		
Siedebeginn °C	77	48	43	45	42	45	18	17		
% - 70°	12	17	16	25	13	20	60	56		
% - 100°	65	64	57	65	53	65	85	83		
% - 120°	90	88	79	80	82	86				
% - 150°			96	92						
Endpunkt °C	135	135	153	160	148	140	147	145		
Dampfdruck b. 40°C	0,48	0,42	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5		
Zusammensetzung:										
% Paraffine	50	56	40	46	53	40	65	53		
% Naphthene	42	35	52	25	40	50	30	40		
% Aromaten	7	8	7	8	6	9	4	6		
% Ungesättigte	1	1	1	1	1	1	1	1		
Okтан-Bahl										
Res. Meth. Mot. "	72	70	75	79	75	79	70	76		
" + 0,04% Pb (Z)	71	69	73	76	73	76	69	73		
" + 0,09% Pb (X)	84	82	85,5	89	86	87	82	87		
" + 0,12% Pb (X)	87	87	88	92	89	91	87	88		
" + 0,12% Pb (X)	96	95	97	100	98	99	95	97		
Heck-Termydrierung (x)										
des Gesamtbenzins:										
Arom. Gehalt	28	25	33	35	26	34	19	26		
O. z. Res. Meth.	80	77	83	87	80	87	75	81		
" + 0,09 Pb	95	91	95	100	94	100	90,5	94		
" + 0,09 Pb	74	72	76	80	76	80	71	76		
" + 0,09 Pb	88	87	90	94	90	93	88	90		

Welding Laboratory
Geschäftsbereich

101
90

U. S. BUREAU OF MINES
HYDRO. DEMON. PLANT DIV.

T-588

KCB:am
6-20-47

Quality of Gasoline from Various Raw Materials

I. G. Ludwigshafen, 14 November 1939

/nkj

801a

TABLE 1
Quality of Auto Gasoline
From Various Raw Materials

14 Nov. 1939 PE

8012
5-5

Feed Material	Brown Coal Older	Brown Coal Younger	Brown Coal I.T.C. Tar Old I.T.C. Coal	Bit. Coal (85% C)	Bit. Coal Tar Pitch	Cracking Residue Crude Oil	Cracking Residue Gas Oil
Catalyst Pressure	5058/ 6434 200	5058/ 6434 300	5058/ 6434 300	5058/ 6434 300	5058/ 6434 300	5058/ 6434 300	5058/ 6434 300
Specific Gravity	0,736	0,750	0,750	0,740	0,750	0,736	0,745
Aniline Point °C	4-51	44	50	40	34	53	45
Initial Boil	380	350	380	400	400		45
1/2 - 700	20	18	15	10	11		
1/2 - 1000	40	38	38	56	37		
1/2 - 1200	55	56	56	54	54		
1/2 - 1500	72	78	80	80	79		
1/2 - 1800	93	95	97	96	95		
End Point	195°	185°	180°	190°	185°	197°	180°
Vapor Pressure	0,60	0,6	0,6	0,6	0,6		
Butane Content	4 1/2	4 1/2	4 1/2	4 1/2	4 1/2		
Composition:							
Paraffins	53	35	60	30	20	58	45
Naphthenes	40	36	30	59	64	37	46
Aromatics	6	8	9	10	15	4	10
Theaterated	1	1	1	1	1	1	1
O.N. Res. Meth.	66	70	65	75	75	70	75
" " 0,04 Pb	80	85	80	85	86	85	85
" " 0,08 Pb	85	88	85	89	90	88	89
O.N. Res., benzene free	64	68	65	71	75	68	71

TABLE 2
Quality of Aromatic Aviation Gasoline from Various Raw Materials

14 Nov. 1939 P.F.

T-388

Feed Material	Brown Coal		Brown Coal Tar Old IMC Coal	I.T.C. Coal		Bit. Coal (85% C)	Bit. Coal Tar Pitch		Cracking Residue Grade Oil	Gas Oil
	Older	Younger		7019	300		7019	300		
Catalyst Pressure Atm.	7019 500	7019 500		7019 500	7019 500	7019 500	7019 500	7019 500	7019 500	7019 500
Spec. Grav./15°C	0,775	0,795		0,755	0,800	0,815	0,796	0,795		
Boiling Point °C	19	45		25	-2	-20	45	45		
Initial Boil °C	50	50		50	42	43	45	45		
	8	35		40	7	4	37	36		
	25	75		76	67	57	20	20		
	95	95		97	92	92	97	97		
	-160°	-160°		160	165	167	156	155		
End Point °C	157	160		160	165	167	156	155		
Vapor Press. @ 40°C	0,4	0,4		0,4	0,4	0,4	0,4	0,4		
Composition:										
% Paraffins	38	20		56	12	10	26	16		
% Naphthenes	31	37		25	35	19	38	29		
% Aromatics	30	42		18	52	70	40	57		
% Unsaturated	1	1		1	1	1	2	4		
Octane No.:										
Res. Meth.	79	86		69	89	97	85	50		
" "	92	98		87	102	106	98	101		
" "	92	98		87	102	106	98	101		
Not. Meth.	73	76		67	78	82	75	78		
" "	85	87		85	90	91	87	89		
" "	87	89		85	92	93	89	91		
Aromatics Content after HMD of total gasoline (est.)	kg	60		53	73	82	63	74		
O.N. Res. Meth.	87	95		76	98	103	93	97		
" "	100	105		92	107	112	105	106		
" "	77	80		70	85	86	80	82		
Motor	91	91		87	95	96	91	92		

TABLE 7

14 Nov. 1939 Pt.

T-388
8012

Quality of Aviation Gasoline from Various Raw Materials

Feed Materials	Brown Coal		Brown Coal L.L.C.		Bit. Coal (85% C)		Bit. Coal		Cracking Residue		Petroleum	
	Older	Young	Old	Young	Older	Young	Older	Young	Crude Oil	Gas Oil	Mixed Base	Asphalt Base
Catalyst	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434	5058/6434
Pressure Atm.	200	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300
Spec. Grav./15°C	0,725		0,712		0,730		0,725		0,728		0,718	0,722
Aniline Point °C	55		51		47		46		51		45	42
Initial Boil °C	47		48		43		45		42		45	42
700	12		17		16		25		13		20	17
1000	65		64		57		65		53		65	56
1200	90		86		79		80		82		86	83
1500					96		92				86	
End Point °C	135		135		133		160		148		140	145
Vapor Pres. @ 40°C	0,48		0,42		0,5		0,5		0,5		0,5	0,5
Composition:												
% Paraffins												
% Naphthenes												
% Aromatics												
% Unsaturated												
Octane No.:												
Res. Meth.												
Meth.												
" +0,04% Pb (est.)												
" " +0,09% Pb												
" " +0,12% Pb												
Aromatics Content after												
DHD of total gasoline												
(est.)												
Older Res. Meth.	80		77		83		87		80		87	81
" " +0,09 Pb	93		91		95		100		94		100	94
Motor Meth.	74		72		76		80		76		80	76
" " +0,09 Pb	88		87		90		94		90		95	90
	28		25		33		35		26		34	26

Prop. of M. 115-7

T-368

Hochdruckversuche
Do/La. 558

31. Januar 1941/Pr.

Zurück an

Vorzimmer Dr. De. Piss

Dampfdruck und Pentangehalt
=====

für Mischungen von Leichtbenzin und Aromatenbenzin.
=====

Anliegende Kurvenblätter enthalten die berechneten
Dampfdrucke und Pentangehalte von Mischungen der folgenden Benzine:

	Leichtbenzin	Aromatenbenzin	
		1 (Typ CV ₂ b)	2 (Typ DHD)
% -100°C	ca. 100	30	50
% Pentan ¹⁾	12-40	5	10
Dampfdruck (Reid 38°)	0,4-0,77	0,2 ²⁾	0,3 ³⁾

Aus den Kurven geht hervor, dass es unsweckmassig
wäre, den Dampfdruck des Leichtbenzins auf 0,4 oder 0,5 festzu-
legen, richtig wäre 0,8, es genügt aber die Bestimmung "butanfrei".
In Mischungen mit 20 % Leichtbenzingeht kann das gesamte C₅ des
Leichtbenzins (ca. 40 %) in der Mischung mit Dampfdruck 0,4 un-
tergebracht werden.

gez. Donath
gez. Hirschler

Anlage:
2 Kurvenblätter

- 1) 90 % iso-C₅
- 2) Butanfrei, derzeit sind die Dampfdrucke z.T. höher
infolge eines Gehaltes von bis zu 4 % C₄.
- 3) Butanfrei (wahrscheinlich liegt der Dampfdruck
etwas tiefer).

802

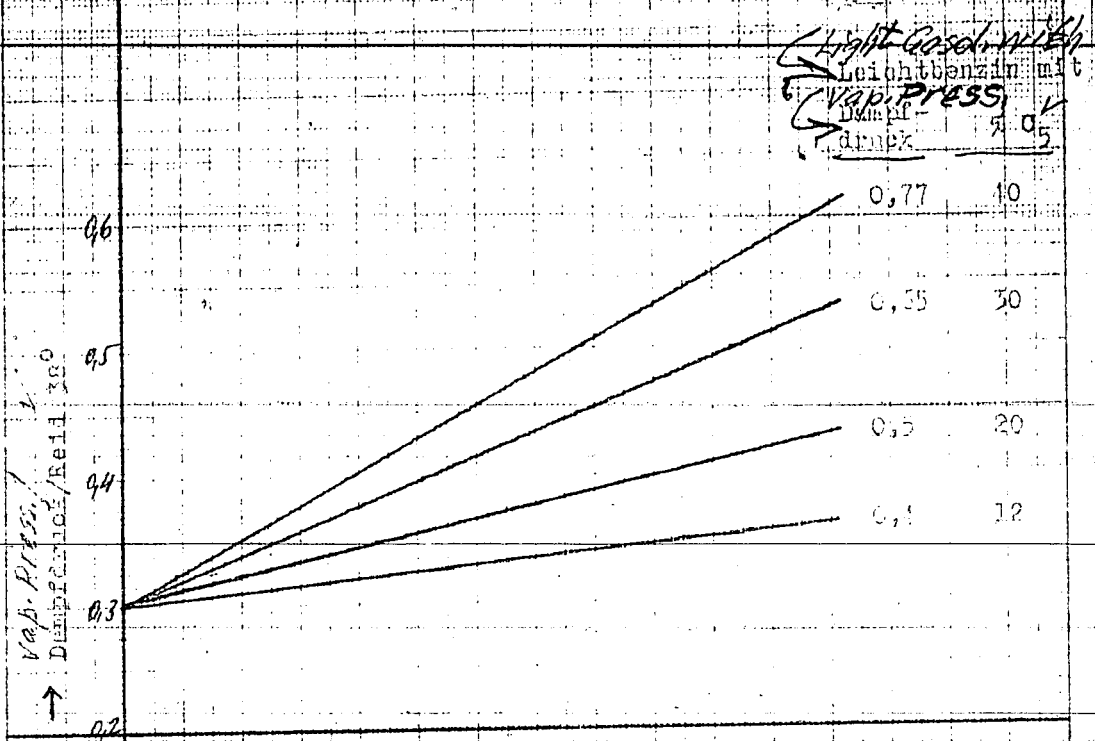
[Handwritten scribbles]

[Handwritten scribbles]

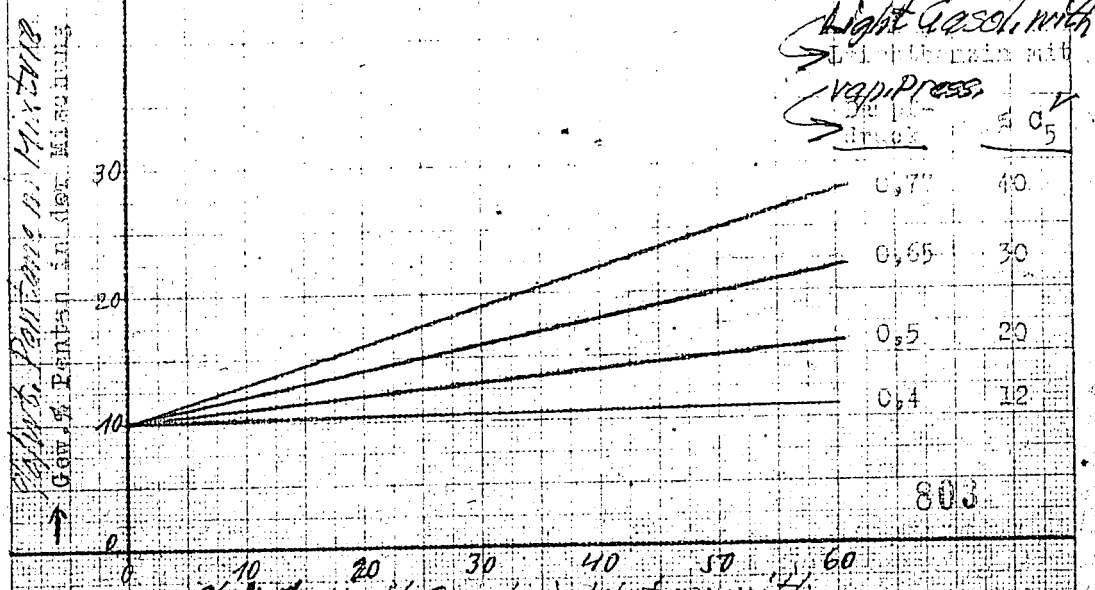
[Handwritten scribbles]

Mixtures of Light Gasoline and Aromatic Gasoline with 10% C₅ (DHD) FIG. 2
 (DHD-B1)
 abt. 50°C - 100°C Vap. Press. 0.3 atm.
 Dampfdruck und Pentan Gehalt
VAPOR PRESSURE & PENTANE CONTENT

T-368



Light Gasol. with Leichtbenzin mit Vap. Press. Dampfdruck 10% C₅



Light Gasol. with Leichtbenzin mit Vap. Press. Dampfdruck 10% C₅

% Wt. Light Gasol. in Mixture with Gen. % Leichtbenzin in Mischung
 mit Aromabenzin Dampfdruck 0.3 atm, 10% C₅ (DHD-B1)
 Aromatic Gasol. Vap. Press. 0.3 atm, 10% C₅ (DHD)

I.G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft, Ludwigshafen a. Rhein.

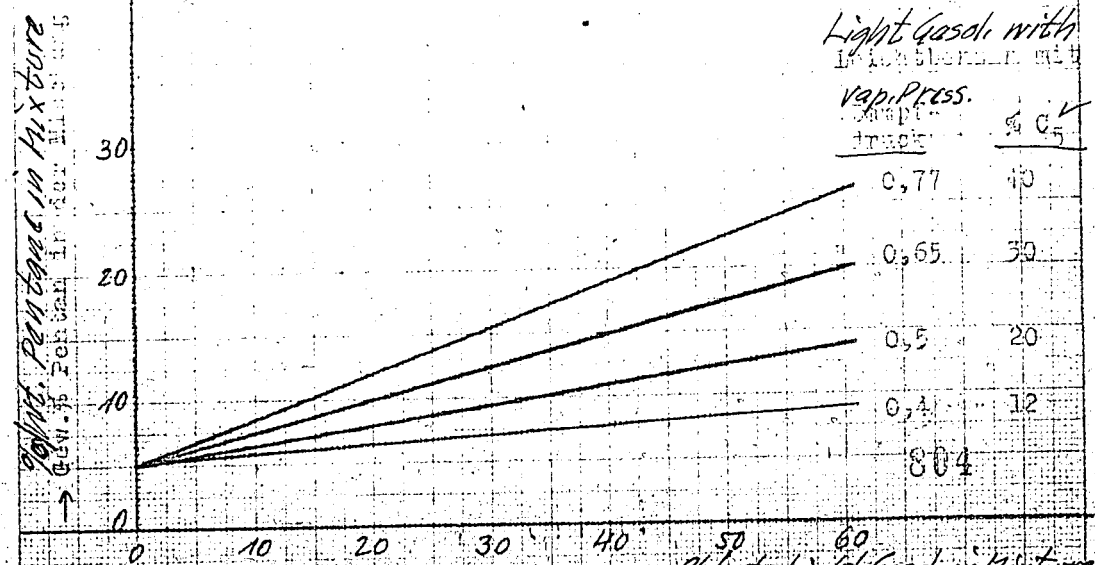
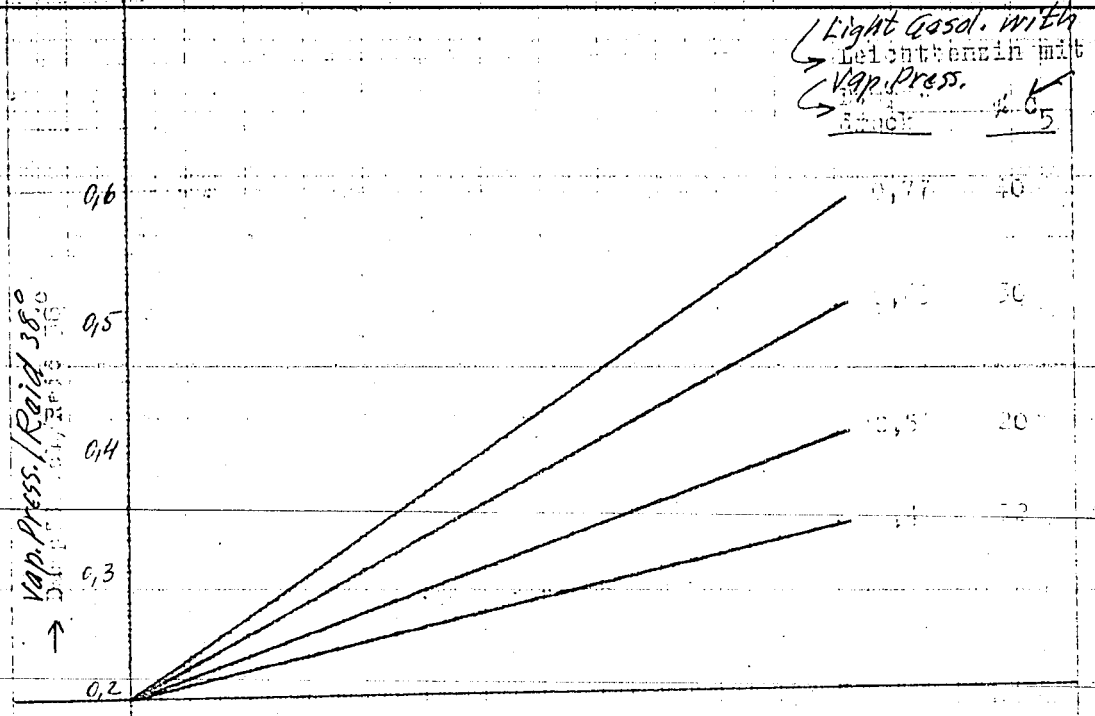
DIN-Format A 4 T (210 x 297 mm)

21.1.41

Mixtures of Light Gasoline with and
 Mischungen von Leichtbenzin mit
 Aromatic Gasoline with 5% C₅ (C₅ 2,6)
 Aromatenbenzin mit 5% C₅ (C₅ 2,6)
 Tab. 309 - 100°C and Vapor Pressure of 0.2 atm
 Tab. 309 - 100°C und Dampfdruck 0,2 atm

T-368
 Fig. 1.

VAPOR PRESSURE & PENTANE CONTENT



→ Ger. % Leichtbenzin in Mischung
 mit Aromatenbenzin Dampfdruck 0,2 atm, 5% C₅ (C₅ 2,6)
 with Aromatic Gasoline, vap. press. 0.2 atm, 5% C₅ (C₅ 2,6)

I.G. Farbenindustrie Aktiengesellschaft,
 Ludwigshafen a. Rhein.

31.1.41

KCBraun
5-22-47

Vapor Pressure and Pentane Content
for Mixtures of Light and Aromatic Gasolines
By Donath & Hirschberger, Ludwigshafen, 31 January 1941

The attached curves, Fig. 1 & 2, show the calculated vapor pressures and pentane contents of mixtures of the following gasolines:

	Light Gasoline	Aromatic Gasoline	
		1 Type CV2b	2 Type DHD
% - 100° C	abt. 100	30	50
% Pentane (1)	12-40	5	10
Vapor Press. (Reid 38°)	0.4-0.77	0.2 (2)	0.3 (3)

(1) 90% iso-C₅

(2) free of butane (V.P. higher at present due to up to 4% C₄)

(3) free of butane (vap. press. possibly a little lower)

The curves show that it would be improper to set the vapor pressure of the light gasoline at 0.4 or 0.5, 0.8 would be correct, though the designation "free of butane" is good enough. In mixtures with 20% light gasoline content, all the C₅ of the light gasoline, about 40%, can be disposed of in the mixture with a vapor pressure of 0.4.

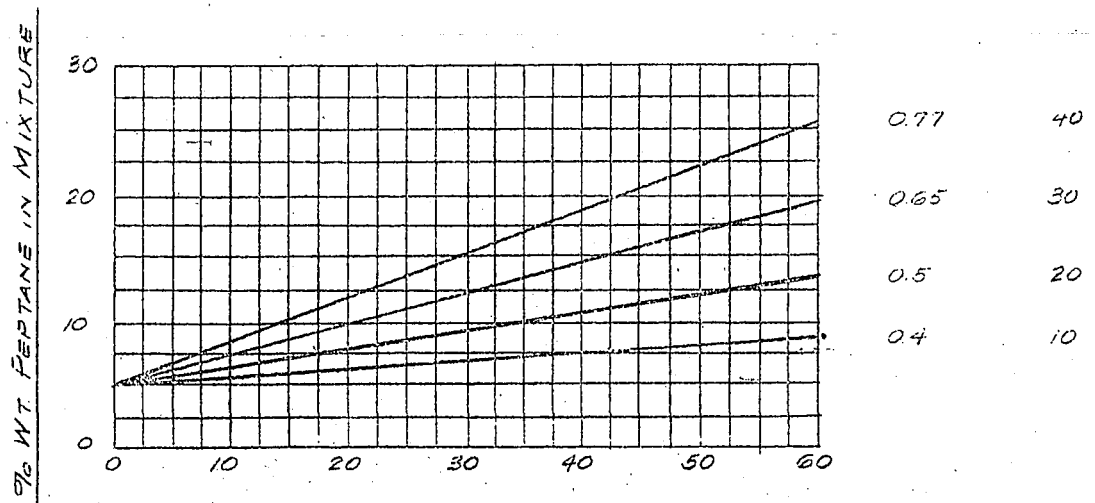
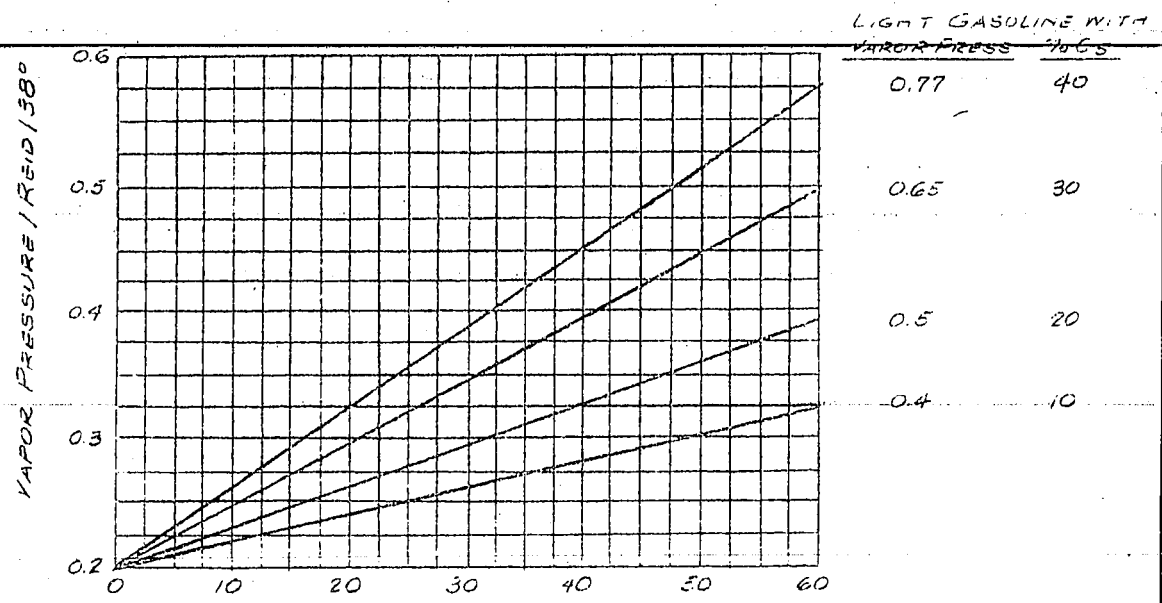
/fkp

804a

T-368
FIG. 1

MIXTURES OF LIGHT GASOLINE AND AROMATIC
GASOLINE WITH 5% C5 (CV₂B) ABOUT 30°-100°C
AND VAPOR PRESSURE OF 0.2 ATM.

VAPOR PRESSURE & PENTANE CONTENT



% WT. LIGHT GASOLINE IN MIXTURE WITH
AROMATIC GASOLINE, VAP. PRESS. 0.2 ATM, 5% C5 (CV₂B)

8048

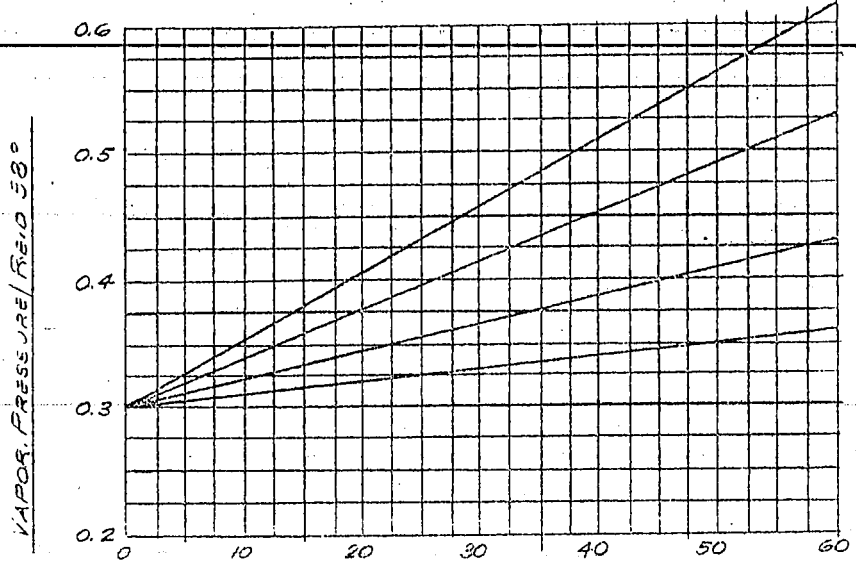
T-368

FIG. 2

MIXTURES OF LIGHT GASOLINE AND AROMATIC GASOLINE WITH 10% C5 (DHD) ABT. 50% - 100°C AND VAPOR PRESS. 0.3 ATM.

VAPOR PRESS. AND PENTANE CONTENT

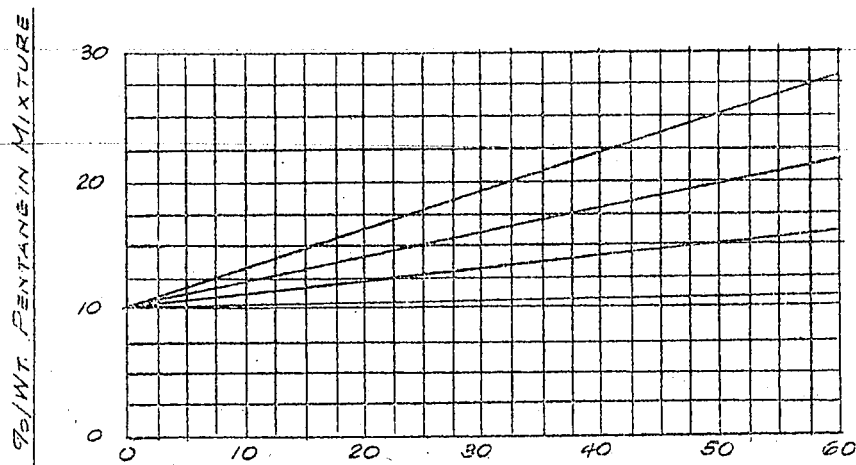
LIGHT GASOL. WITH	
VAP. PRESS.	% C5
0.77	40



0.65 30

0.5 20

0.4 12



0.77 40

0.65 30

0.5 20

0.4 12

% WT. LIGHT GASOL. IN MIXTURE WITH AROMATIC GASOL. VAPOR PRESS. 0.3 ATM, 10% C5 (DHD)

804c

Hochdruckversuche
La 558

Properties of materials #9.

Zurück an
Vorzimmer Dir. Dr. Ploeg 9.11.1942 Rk/Fb

T-324

translated

Beitrag zur Sumpfaseveröffentlichung in Öl und Kohle.

Eigenschaften von Hydrierprodukten aus verschiedenen Rohstoffen.

Alte Steinkohle (Ruhr)

	g Asche/100 G	g H/100 G	g O+N+S/100 G
Kohle	0-3,7	6,0	9,0
Extrakt	0,06	6,3	6,9
Schwerstöl	-	7,9	4,3
Sumpfasedestillatschweröl	-	8,9	1,7
Sumpfase-Mittelöl	-	11,0	2,4
Gasphase-Mittelöl	-	15,0	-
Benzin	-	16,9	-

Junge Steinkohle (Ruhr)

	g Asche/100 G	g H/100 G	g O+N+S/100 G
Kohle	5,0	6,4	14,2
Extrakt	0,1	7,0	9,5
Schwerstöl	-	8,4	4,2
Sumpfasedestillatschweröl	-	9,3	2,8
Sumpfase-Mittelöl	-	10,9	4,8
Gasphase-Mittelöl	-	15,0	0
Benzin	-	17,0	0

Braunkohle bitumenarm

	g Asche/100 G	g H/100 G	g O+N+S/100 G
Kohle	9,6	7,1	38,4
Extrakt	-	7,8-8,1	6,4-7,3
Schwerstöl	-	8,9	3,4
Sumpfasedestillatschweröl	-	9,5	3,4
Sumpfase-Mittelöl	-	11,4	5,4
Gasphase-Mittelöl	-	15,2	0
Benzin	-	17,3	0

20773

805

Braunkohle bitumenreich

	g Asche/100 G	g C/100 G	g O+H+S/100 G
Kohle	18,0	8,5	33,5
Extrakt	0,7	8,7	13,2
Schwerstöl	-	9,0	4,5
Sumpfhasedestillatschweröl	-	10,2	1,6
Sumpfhase-Mittelöl	-	12,0	4,5
Gasphase-Mittelöl	-	15,5	0
Benzin	-	17,6	0

Erdöl asphaltbasisch

	g Asche/100 G	g H/100 G	g C+N+S/100 G
Erdöl-Rückstand	-	12,2	7,2
Schwerstöl	-	10,3	2,8
Sumpfhasedestillat-Schweröl	-	11,3	2,7
Sumpfhase-Mittelöl	-	13,7	1,7
Gasphase-Mittelöl	-	16,0	0
Benzin	-	17,7	0

Material zur Sumpffphase-Veröffentlichung
Eigenschaften von Kohlerprodukten aus verschiedenen Rohstoffen

9. November 1942

RK/Pu

	Alte Steinkohle (Ruhr)	Junge Steinkohle (Ruhr)	bitumenarme Braunkohle	bitumenreiche Braunkohle	Erdbückstand asphaltbas. sch.
<u>Rohstoff:</u>					
g Asche/100 C	5,0	3,0	9,6	18,0	
g H/100 C	8,0	8,4	7,1	6,5	12,2
g O+N+S/100 C	9,0	14,2	38,4	33,5	7,2
<u>Extrakt:</u>					
g Asche/100 C	0,06	0,1		0,7	
g H/100 C	5,3	7,0	7,8-8,1	8,7	
g O+N+S/100 C	6,9	9,5	5,4-7,3	13,2	
<u>Schweröl:</u>					
g H/100 C	7,9	9,4	8,9	9,0	10,3
g O+N+S/100 C	4,3	4,4	2,4	4,5	2,8
<u>Sumpffphase-Destillat-Schweröl:</u>					
g H/100 C	8,9	3,3	9,5	10,2	11,3
g O+N+S/100 C	1,7	2,8	3,4	1,6	2,7
<u>Sumpfase-Mittelöl:</u>					
g H/100 C	11,0	10,9	11,4	12,0	13,7
g O+N+S/100 C	2,4	4,3	5,4	4,5	1,1
<u>Gasphase-Mittelöl:</u>					
g H/100 C	15,0	15,0	15,2	15,5	16,0
g O+N+S/100 C					
<u>Benzin:</u>					
g H/100 C	16,9	17,0	17,3	17,6	17,7
g O+N+S/100 C					

Zurück an
Vorzimmer Dr. Dr. Pier

Über die Begriffe Bitumen und Asphalt.

Die Namengebung für Teere und Pecher befand sich in der Praxis und in wissenschaftlichen Büchern in großer Verwirrung. 1955 wurde von Mullison folgende Einteilung des Begriffs Bitumen aufgestellt, die auch heute noch in Gebrauch ist:

I. Bitumen (in der Natur vorgebildet)

A. größtenteils in CS_2 löslich und verseifbar
(Sapropelwachs, Montanwachs, fossile Harze)

B. größtenteils in CS_2 löslich, nicht verseifbar.

1. Ozokerit

2. Erdole und Erdöldestillationsrückstände

a) flüssig

paraffinbasisches Erdöl

genischthabisches Erdöl

asphaltbasisches Erdöl

b) halbflüssig oder fest verweilbar

paraffinische Erdölrückstände

paraffinisch-asphaltische Erdölrückstände

asphaltische Erdölrückstände

C. größtenteils in CS_2 unlöslich, unverseifbar.

(Elaterit, Torf, Braunkohle, Ülschiefer).

II. Dem Bitumen verwandte Stoffe.

A. Teere und Pecher (künstlich durch zersetzende Destillation 1)
organischer Naturstoffe gewonnen.)

1. Teere

a) Holzteer

↳ Absatzteer

↳ Blasenteer

b) Torfteer

c) Braunkohlenteer

d) Schieferenteer

e) Steinkohlenteer

1) Die Destillation heißen Teeröle, die Destillationsrückstände:
Teerpeche.

Lu 7881

f) Öl- und Wassergasteer

g) Fett-Teer

h) Krochenteer.

2. Pech

a) Destillationsrückstände aus dem Teer

b) ~~Carbol- und Naphtholpech~~

c) Harzpech

d) Montanwachspech.

B. Raffinationsrückstände (durch chemische Behandlung von Bitumen und Teeren und Pechen entstanden).

Säureharze.

Es sind also grundsätzlich alle natürlich vorkommenden oder aus Naturenstoffen ohne Zersetzung gewonnenen KW-Gemische als Bitumen zu bezeichnen. Diese Regelung schließt sich dem in den deutschen wissenschaftlichen Werken sowie auch dem in Amerika üblichen Gebrauch weitgehend an. Die Schwierigkeit, daß man im praktischen deutschen Sprachgebrauch den Destillationsrückstand der asphaltbasierten Erdöle Bitumen nennt, wurde dadurch beseitigt, daß man diese Stoffe wie auch die in CS_2 löslichen Anteile der Naturasphalte als Bitumen im engeren Sinne bezeichnete. Das heißt Bitumen im weiteren Sinn sind die in der Tabelle aufgeführten Stoffe und Bitumen im engeren, praktischen Sinn sind die Destillationsrückstände der asphaltbasierten Erdöle.

Unter Asphalt versteht man in Deutschland ein natürlich vorkommendes oder künstlich entstandenes Gemisch von Bitumen im engeren Sinn und Mineralstoffen in wechselnden Prozentverhältnissen. Für die reinen löslichen Bitumina soll das Wort Asphalt nicht verwendet werden. Darum ist ein Wort wie Erdlasphalt zu vermeiden. In Amerika wird unser Bitumen im engeren Sinn mit Asphalt bezeichnet.

Unter Teer versteht man das flüssige bis halbflüssige Erzeugnis, das bei der thermischen Zersetzung organischer Naturstoffe wie Torf, Holz, Braun- und Steinkohle als Nebenerzeugnis anfällt. Pech ist der Destillationsrückstand der Teere.

(Gas- und Wasserfach 83 (1940) 241).

R.J. Fischer unterscheidet

I. Naturasphalte

II. Künstlich gewonnene Asphalte und Pech

a) Erdölrückstände

b) Teerpech (Destillationsrückstand der Teere)

c) Immediatpech (direkter Rückstand der trockenen Destillation)

III. Chemoasphalte und -Pech (asphalt- oder pechähnliche Stoffe, die mittels Chemikalien direkt oder als Rückstand einer Destillation von Asphalten, Erdölrückständen, Teeren usw. gewonnen werden).

In diese dritte Gruppe sind auch die durch Hydrierung von Asphalten, Pechen, Teeren, Teerölen usw. erhaltenen Produkte einzureihen.

(Die natürlichen und künstlichen Asphalte und Pech, 1928).

gez. Henkels

809

Material zur Sumpfphaseveröffentlichung in Öl- und Kohle.

Parallelen zwischen Entstehungstheorien natürlicher Bitumina
und der Druckhydrierung.

Eine gewisse Bedeutung kommt dem Studium der Druckhydrierung und insbesondere der Sumpfphase im wissenschaftlichen Sinne auch insofern zu, als die Entstehungstheorien für Erdöle, Asphalte, Wachse und Kohlen teilweise darauf basieren, daß im Laufe von mehr oder weniger langen geologischen Zeiträumen höhere Drücke und Temperaturen infolge geologischer Vorgänge auf die pflanzlichen und tierischen Ausgangsstoffe gewirkt haben. Manche Forscher nehmen bei ihren Theorien auch zusätzliche katalytische Wirkungen von Mineralsubstanzen an, welche in den bitumenbildenden Ausgangsstoffen mehr oder weniger fein verteilt waren, bzw. in welchen die bitumenbildenden Stoffe eingeschlossen waren. Teilweise wird auch Einwirkung von Wasserstoff im gasförmigen Zustand dabei in Betracht gezogen. Es können deshalb gewisse Parallelen zu den bei der Sumpfphase bzw. bei Druckerhitzungsprozessen vorsichgehenden Reaktionen gezogen werden. Die Polymerisation von asphaltbasischen Erdölen zu Asphalten unter dem Einfluß von höheren Drücken bei höheren Temperaturen, andererseits Spaltung, Depolymerisation und Dehydrierung unter denselben Einflüssen sind Umwandlungen, welche bei Druckhydrierung und Druckextraktion primär auftreten. Die zusätzliche Anwesenheit von Wasserstoff oder wasserstoffabgebenden Stoffen gegebenenfalls in Gegenwart von Katalysatoren verändert die primär unter Druck und Temperatur entstandenen Umwandlungsprodukte ^{das} Nebeneinander von gasförmigen, flüssigen und festen Kohlenwasserstoffen aller Molekulargrößen, von Asphaltiten, Wachsen etc. in den natürlichen Lagerstätten enthält weitgehende Analogien mit dem Nebeneinander von Produkten, welche bei der Druckhydrierung entstehen. Je nach den gewählten Bedingungen und Katalysatoren erlaubt die Druckhydrierung einerseits die Herstellung der verschiedensten Kohlenwasserstofftypen aus einem bestimmten Rohstoff und andererseits die Herausarbeitung und Isolierung gewisser im Rohstoff vorgebildeten Typen. So lassen die Endprodukte der Sumpfphase noch deutlich die spezifischen Eigenschaften des Rohstoffes erkennen. Teilweise werden durch die Druckhydrierung die genetischen Verschiedenheiten der Bitumina sogar noch sillfälliger herausgearbeitet, als sie im Rohprodukt selbst erkennbar sind. Daraus sind wieder Rückschlüsse auf die Entstehung der Rohstoffe möglich, sodaß die Entwicklung und Anwendung der Druckhydrierung auf die verschiedensten bituminösen Naturstoffe eine wertvolle Ergänzung und Erweiterung der sonstigen Forschungsmethoden darstellt. So erlaubt zum Beispiel die Druckextraktion unter mild hydrierenden Bedingungen die fast völlige Umwandlung der unschmelzbaren organischen Kohlenstoffsubstanz in schmelzbare und lösliche Bitumina, welche je nach der Art der behandelten Kohle charakteristische Unterschiede zeigen und noch scharfer abstechen gegen die Erdölasphalte und Asphaltite. Die aus höher organisierten, harz und wachsreichen Pflanzen entstandene Braunkohle liefert ein Bitumen, das beim Aufschmelzen in einen wachsartigen paraffinischen Teil und einen wasserstoffärmeren asphaltischen Teil zerfällt. Die Steinkohlen, welche hauptsächlich aus

L. H. W.

niederen Gefäßkryptogamen entstanden sind, liefern einheitlichere Extrakte, die verhältnismäßig wasserstoffarm und dem asphaltischen Teil des Braunkohlenextraktes ähnlich sind. Je älter eine Steinkohle ist, umso wasserstoffärmer ist ihr Extrakt. Weitere Unterschiede, insbesondere gegen die Erdölaspalte, ergibt das Löslichkeitsverhalten der Kohlenextrakte. Die destruktive Hydrisierung der Kohlen in der Sumpfphase liefert infolge des gleichzeitigen Eintretens von Hydrisierung und Dehydrisierung neben undefinierten Harz- und Asphaltgemischen auch definierte und wohlkristallisierte hochkondensierte Ringsysteme, die bei den angewandten Bedingungen infolge ihrer Konstitution besonders widerstandsfähig sind. Die Erforschung solcher Stoffgruppen und ihrer Umwandlungsprodukte kann wertvolle Rückschlüsse auf die chemische Konfiguration der Kohlesubstanz und ihre Entstehung aus den pflanzlichen Ausgangsstoffen vermitteln.

gez. Rank

1. Tabelle.

Asphalte verschiedener Herkunft.
=====

	Naturasphalt (Trinidad)	Asphaltit (Bentheim)	Boghead Kohle (Ruhrgebiet)	Steinkohle extrakt (Ruhrgeb.)	Braunkohle extrakt (mittel- deutsche Ex)
Erweichungspunkt	87°	nicht un- zersetzt schmelzbar		210°	70-100°
Elementaranalyse der Reinprobe					
% C	81	87,65	80,08	88,91	82,28
% H	10,5	9,05	8,90	5,53	6,85
% O	0,8	1,73	6,01	3,30	8,01
% N	0,7	1,29	1,71	1,70	0,98
% S	7	0,28	3,30	0,56	1,78
g H/100 C	13,0	10,3	11,1	6,2	8,3
g O + S + S/100 C	10,5	3,8	13,7	6,2	13,1

Zurück an
Vorzimmer Dr.-Dr. Pier

Beitrag zur Sumpfphaseveröffentlichung.

Asphalte in der Sumpfphase.

Die Rohstoffe der Sumpfphase sind im wesentlichen Gemische hochmolekularer Stoffe verschiedenster Art, wie Erdöl und Teerückstände, Kohlen usw. Die Druckhydrierung in Sumpfphase läßt daraus neben niedrig- bzw. mittelmolekularen Stoffen, wie Benzin und Mittelen gleichseitig Schweröle, Schweröle und Asphalte entstehen, von denen wiederum kontinuierliche Übergänge zu sogenannten festen organischen Stoffen führen. Wenn nicht direkte Verwendung für diese hochmolekularen Stoffe bestehen, werden sie in der sogenannten Rückstandsaufarbeitung möglichst von Asche und festen Stoffen befreit und als Amalischöle wieder in den Prozeß zurückgeführt und weiter hydriert und gespalten. Lediglich ein kleiner Teil dieser Schweröle, der an den abgeschiedenen Asche- und Feststoffteilchen haftet, wird abgeschwemmt.

Ebenso wie die Erforschung der in der Natur vorkommenden Hochmolekularen stößt auch die Erforschung der Hydrier-Hochmolekularen auf erhebliche Schwierigkeiten. Echte Lösungen, Kolloide und grobdisperse Systeme bestehen gleichzeitig nebeneinander und schon bei chemischen und physikalischen Eingriffen ineinander über. Deshalb sind Eigenschaften von aus solchen Gemischen nach irgendwelchen Methoden abgetrennten Stoffen oder Stoffgruppen stark durch ihre Begleitstoffe beeinflusst. Die Anwendung von aus der Erdöl- und Teerchemie bekannten Zerlegungsmethoden, welche mit Hilfe verschiedener Lösungsmittel und Adsorbentien einzelne Stoffgruppen der Hochmolekularen herausarbeiten, auf die Hochmolekularen der Hydrierung, geben jedoch auch hier wertvolle Aufschlüsse. Zusammenhänge zwischen Rohprodukten und zugehörigen Hydrierprodukten, sowie der Einfluß verschiedener Hydrierbedingungen beim gleichen Rohstoff lassen sich durch solche Zerlegungen der Hochmolekularen verfolgen. Die Hochmolekularen von Hydrier-Schwerölen aus Erdölen setzen sich anders zusammen wie entsprechende Produkte aus Teeren oder Kohlen, untereinander verschiedene Erdöle, Teere oder Kohlen liefern verschiedene hochmolekulare Systeme. Da diese Hochmolekularen in der Hauptsache als erste -alt- und Hydrierprodukte der Rohstoffe aufzufassen sind, kommt ihnen besonderes Interesse zu. Im Vergleich zu den verhältnismäßig rohen thermischen Methoden der Crackung, Verkokung und Schwelung greift die Sumpfphasehydrierung sehr schonend in das Gefüge der hochmolekularen Naturstoffe ein. Im Gegensatz z.B. zur Verkokung und Verschwelung einer Kohle, welche nur einen kleinen Teil der Gesamtkohle, nämlich die sogenannte Bitumina erfasst, wandelt die Sumpfphase bis auf geringe Reste die ganze organische Kollosubstanz in flüssige und lösliche Körper um. Die primären Hochmolekularen der

20/10/42

Hydrierung erscheinen also vornehmlich dazu geeignet, die Konstitution der Ausgangssysteme zu beleuchten.

So konnten u.B. hinsichtlich des Auftretens hochkondensierter aromatischer Ringsysteme in Hydrierasphalten eine Reihe interessanter Erkenntnisse gewonnen werden. Die einzelnen Ringsysteme zeigen verschiedene Beständigkeit gegenüber den unter den Bedingungen der destruktiven Hydrierung gleichzeitig auftretenden Spalt-, Hydrier- und Dehydrierreaktionen. Die ständige Rückführung der Hochmolekularen in den Prozess kann besonders beständige Ringsysteme anreichern. Wenn solche hochkondensierte Aromaten und Hydroaromaten auch nur in geringen Mengen aus den Asphalten und Harzen bzw. Schmelzen der Hydrierung bisher isoliert wurden, so können aus der Struktur dieser Aromaten doch vielleicht Schlüsse auf die Konfiguration der Hydrierasphalte gezogen werden, insbesondere deshalb, weil diese Aromaten weitgehend gleiches Verhalten gegen verschiedene Oxidationen aufweisen wie die Asphaltssysteme selber. Neben Pyren, Homologen des Pyrens und Benaperylen konnte bisher unter anderem das besonders symmetrisch gebaute Coronen in Hydrierasphalten aus verschiedenen Rohstoffen identifiziert werden. Weiter bestehen Andeutungen, daß Übergänge von den amorph erscheinenden Asphalten und Harzen zu diesen kristallisierten Aromaten vorhanden sind. Allerdings läßt der heutige Stand der Forschung noch nicht erkennen, ob diese Ringsysteme im Rohstoff vorgebildet sind oder erst bei der destruktiven Hydrierung aus primären Spaltstücken entstehen.

gez Rank

U. S. BUREAU OF MINES
HYDRO. DEMON. PLANT DIV.

From Dr. M. Pier's private files.

4 PAPERS ON CONTRIBUTIONS ON THE LIQUID PHASE IN

"Oel and Kohle"

Properties of Hydrogenation Products from Various Raw Materials

I.

11-9-42

OLD BITUMINOUS COAL (RUHR)

	g ash 100 g coal	g H 100 g coal	g O+N+S 100 g coal
Coal	(?)	6.0	9.0
Extract	0.06	6.3	6.9
Heaviest oil	"	7.9	4.3
Liquid phase distillation heavy oil	"	8.9	1.7
Liquid phase middle oil	"	11.0	2.4
Vapor phase middle oil	"	15.0	"
Gasoline	"	16.9	"

YOUNG BITUMINOUS COAL (RUHR)

Coal	5.0	6.4	14.2
Extract	0.1	7.0	9.5
Heaviest oil	"	8.4	4.4
Liquid phase distillation heavy oil	"	9.3	2.8
Liquid phase middle oil	"	10.9	4.8
Vapor phase middle oil	"	15.0	0
Gasoline	"	17.0	0

LOW BITUMEN BROWN COAL

Coal	9.6	7.1	38.4
Extract	"	7.8 - 8.1	6.4 = 7.3
Heaviest oil	"	8.9	3.4
Liquid phase distillation heavy oil	"	9.5	3.4
Liquid phase middle oil	"	11.4	5.4
Vapor phase middle oil	"	15.2	0
Gasoline	"	17.3	0

815a

HIGH BITUMEN BROWN COAL

Coal	18.0	8.5	33.5
Extract	0.7	8.7	13.2
Heaviest oil	-	9.0	4.5
Liquid phase distillation heavy oil	-	10.2	1.6
Liquid phase middle oil	-	12.0	4.5
Vapor phase middle oil	-	15.5	0
Gasoline	-	17.6	0

ASPHALTIC BASE MINERAL OIL.

Mineral oil residue	-	12.2	7.2
Heaviest oil	-	10.3	2.8
Liquid phase distillation heavy oil	-	11.3	2.7
Liquid phase middle oil	-	13.7	1.7
Vapor phase middle oil	-	16.0	0
Gasoline	-	17.7	0

		Old bit- uminous coal (Ruhr)	Young bit- uminous coal (Ruhr)	Low bit- umen brown coal	High bitum- en brown coal	Asphaltic base miner- al oil residue
g per 100 g.C						
<u>Raw material</u>	Ash	5.0	5.0	9.6	18.0	-
	H	6.0	6.4	7.1	8.5	12.2
	O+N+S	9.0	14.2	38.4	33.5	7.2
<u>Extract</u>	Ash	0.06	0.1		0.7	
	H	6.3	7.0	7.4 - 8.1	8.7	
	O+N+S	6.9	9.5	6.4 - 7.3	13.2	
<u>Heaviest oil</u>	H	7.9	8.4	8.9	9.0	10.3
	O+N+S	4.3	4.4 ?	2.4 ?	4.5	2.8
<u>Liquid phase dist. heavy oil.</u>	H	8.9	9.3	9.5	10.2	11.3
	O+N+S	1.7	2.8	3.4	1.6	2.7
<u>Liquid phase middle oil</u>	H	11.0	10.9	11.4	12.0	13.7
	O+N+S	2.4	4.8	5.4	4.5	1.1
<u>Vapor phase middle oil</u>	H	15.0	15.0	15.2	15.5	16.0
	O+N+S	-	-	-	-	-
<u>Gasoline</u>	H	16.9	17.0	17.3	17.6	17.7
	O+N+S	-	-	-	-	-

8/5 h

Nov. 9, 1942

ON THE CONCEPTIONS OF BITUMEN AND ASPHALT

In the industrial as well as scientific nomenclature there existed much contradiction in the terms for tar and pitch. Mallison's subdivision of the concepts for bitumen in 1933 are still used today:

I. Bitumens (natural products)

- A. Mostly soluble in CS_2 and saponifiable
(sapropels, Montana wax, fossil resins)
- B. Mostly soluble in CS_2 and unsaponifiable
 - 1. ozokerite
 - 2. Mineral oils and their distillation residues
 - a) liquid
 - a-1 Paraffin base mineral oil
 - a-2 Mixed base mineral oil
 - a-3 Asphaltic base mineral oil
 - b) Semi-liquid or solid, fusible
 - b-1 Paraffinic mineral oil residues
 - b-2 Paraffinic-asphaltic mineral oil residues
 - b-3 Asphaltic mineral oil residues
- C. Mostly insoluble in CS_2 , unsaponifiable
(slaterite, peat, brown coal, oil shale)

II. Substances Related to Bitumens.

- A. Tars and Pitches (obtained artificially by destructive distillation of natural organic substances) (In the distillation of tar oils, the residues: tar pitch)
 - 1. Tars
 - a) Wood tar
 - a-1 Sedimentation tar
 - a-2 Retort tar
 - b) Peat tar
 - c) brown coal tar
 - d) Shale tar
 - e) Bituminous coal tar

8/5 c

- f) oil gas and water gas tars
- g) Tars from fats
- h) Bone tar

2. Pitches:

- a) distillation residues from tar
- b) Carbolie and naphtholie pitches
- c) Resin pitch
- d) Montana wax pitch

B. Refinery residues (obtained by chemical treatment of bitumens, tars and pitches)

Acid resins.

Presumably, all the naturally occurring substances, or products obtained from natural products without decomposition and consisting of hydrocarbons, must be called bitumens. This arrangement is largely in agreement with that used in the German scientific work and the usual American way. The difficulty existing in Germany of calling bitumen the distillation residues of asphaltic base mineral oils is overcome by calling also the CS₂-soluble components of natural asphalt bitumens in the narrower meaning of the word. In other words, the wider meaning of the term, bitumens are the substances enumerated in the table, while in the narrower, practical meaning bitumens are the distillation residues of asphaltic base mineral oils.

In Germany the term asphalt means the natural or artificially produced mixture of bitumen in the narrower meaning of the term with mineral substances in varying proportion. The word asphalt should not be used for pure soluble bitumens.

A term like mineral oil asphalt must therefore be avoided. In America, bitumen in the narrow sense is called asphalt.

We understand by tar the liquid and semi-liquid products of thermal decomposition of natural organic substances, such as peat, wood, brown or bituminous coal, obtained as byproducts. Pitch is the distillation residue of tars.

Gas-und Wasserfach, vol. 83, 1940, p. 241)

E. J. Fischer distinguishes between

- I. Natural asphalts
- II. Artificial asphalts and pitches

8/5 d