

geheizte Reaktionsgefäße ein und beobachtet die Zündung bei Induktionszeiten zwischen Sekunden und Minuten, in manchen Fällen bis zu Stunden. Unter diesen Bedingungen spielen aber die Vorgänge an der Gefäßwand eine erhebliche Rolle, im Gegensatz zum Motor, wo die verfügbaren Zeiten so kurz sind,  $\sim \frac{1}{100}$  sec, daß gar keine Zeit für eine nennenswerte Diffusion vom Gasraum zur Wand und umgekehrt zur Verfügung steht. Außerdem ist im Motor die Wand kälter als die komprimierten Gase, eine Ketteneinleitung an der Wand scheidet also schon deshalb aus (Störungen durch heiße Auslaßventile u. dgl. sollen außerhalb des Kreises unserer Betrachtungen bleiben).

Als einzige, mit Motorverhältnissen vergleichbare Versuche lagen zu Beginn unserer Untersuchungen die Messungen Tizard und Pye's vor über Zündung von Brennstoff-Luft-Gemischen durch adiabatische Kompression. Tatsächlich zeigen die für verschiedene Temperaturen gemessenen Zündverzögerungen einen sehr einfachen Verlauf, ohne die von Townend beobachteten Anomalien. Die Temperaturabhängigkeit entspricht etwa einer Exponentialformel, außerdem liegen die Zündtemperaturen recht niedrig, etwa in dem Bereich, in welchem man sonst die kalten Flammen beobachtet. Es ist ja auch wohl denkbar, daß unter Motorbedingungen, wo die Wärmeableitung relativ gering ist, die unter Kettenverzweigung verlaufende Reaktion der kalten Flammen etwa durch einen reinen Wärmeprozeß in die reguläre Entzündung übergeht. Man kann sogar aus den von Tizard und Pye an n-Heptan gemessenen Zündverzögerungen abschätzen, daß dieses bei einem Verdichtungsverhältnis von etwa 3 bis 4 klopfen muß, in Übereinstimmung mit der Erfahrung.

Uns erschien daher eine Weiterführung der Versuche in der von Tizard und Pye begonnenen Richtung — trotz erheblicher experimenteller Schwierigkeiten — aussichtsreich. Über diese Versuche, die in Gemeinschaft mit W. Rohrmann, L. v. Müffling und R. Maess begonnen waren, soll im folgenden berichtet werden. Sowohl die endgültige Versuchsanordnung wie alle im folgenden mitgeteilten Versuche wurden in Gemeinschaft mit H. Teichmann erhalten. Die Behandlung auftretender Wärmeleitungsprobleme (bei Abkühlung eines Gases in einem geschlossenen Gefäß macht sich wegen der adiabatischen Volumänderungen die Abkühlung, auch wenn sie durch Leitung nur ein Teilgebiet betrifft, trotzdem im ganzen Gas bemerkbar) verdanken wir H. Rögner. Die Versuche wurden im Auftrag der Deutschen Versuchsanstalt für Luftfahrt durchgeführt.

12430

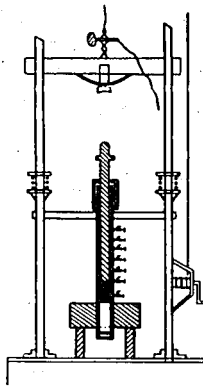
02431

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

## II. Versuche über Selbstzündung und klopfende Verbrennung an adiabatisch komprimierten Gasgemischen

Eine Versuchsapparatur, in welcher sowohl die Selbstzündung durch adiabatische Kompression als auch klopfende Verbrennung bei Fremdzündung untersucht werden kann, ist in Abbildung 5 schematisch dargestellt:

Abb. 5.



alles Wesentliche geht aus dieser Abbildung hervor. Das Gas wird in einem Versuchszyylinder (Volumen  $\sim 1,5\text{ l}$ ) durch ein Fallgewicht komprimiert (Verdichtungsverhältnis zwischen 1 und 20 variierbar; praktisch wurde aber nicht über 15 hinausgegangen; Kompressionsdauer  $\sim 0,05$  bis  $0,1$  sec). Im Punkte maximaler Kompression wird der Kolben festgehalten. Am unteren Ende des Zylinders können verschieden geformte Reaktionsgefäße angesetzt werden, gedrungene Gefäße mit geringer Wärmeableitung für Selbstzündung, langgestreckte, zylindrische Gefäße für Fremdzündung und Klopfen. Es war möglich, mittels Piezoquarz den Druck zu registrieren. Wegen der auftretenden Störungen durch das Fallgewicht einerseits, der erreichbaren höheren Empfindlichkeit andererseits wurde aber generell die Flammenentwicklung durch Sichtfenster photographisch registriert. Schwierigkeiten bereitete anfangs einerseits eine zuverlässige Dichtung, wenn gleichzeitig Störungen durch Fett vermieden werden sollten, andererseits eine hinreichend schnelle Kompression und gleichzeitig sicheres schnelles Abfangen des Kolbens in



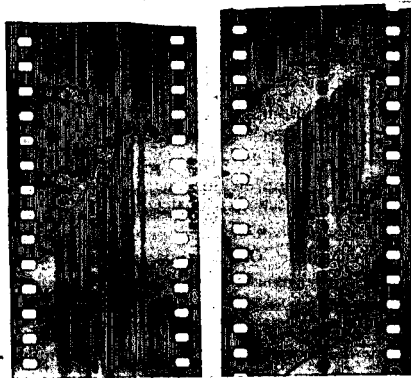
02432

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

seinem tiefsten Punkt. Diese Schwierigkeiten ließen sich aber überwinden. Erwähnt sei, daß die Trägheitskräfte, die an dem Kolben durch Abstoppen auftreten, so groß sind, daß dabei ein 15 mm dicker Messingbolzen durchgerissen wurde, trotz des der Kolbenbewegung entgegenwirkenden Gasdrucks, der am Ende der Kompression einer Kraft von einigen hundert Kilogramm entspricht. Die ganze Apparatur war außerdem heizbar, auf maximal etwa  $180^{\circ}\text{C}$ . Der Dichtung wegen wurde aber im allgemeinen bei tieferen Temperaturen gearbeitet.

Mit dieser Apparatur war es möglich, sämtliche in Frage kommenden Stoffe — auch solche, deren Oktanzahl wesentlich über 100 liegt — zum Klopfen zu bringen. Ebenso konnte von allen in Frage kommenden Stoffen das Selbstzündungsverhalten bestimmt werden. In diesem Falle erwies es sich als zweckmäßig, in einem Intervall von Zündverzügen (Induktionszeiten) von  $\frac{1}{10}$  bis  $\frac{1}{100}$  sec zu arbeiten; dann waren die Versuche noch nicht entstellt durch zu starke Wärmeableitung (wie bei längeren Verzügen) oder durch die endliche Kompressionsdauer. Letztere

Abb. 6



Normale Verbrennung  
bei Fremdazündung.  
Links: Pivalolin,  $\alpha = 8$ ;  
rechts: Alkohol,  $\alpha = 9,3$

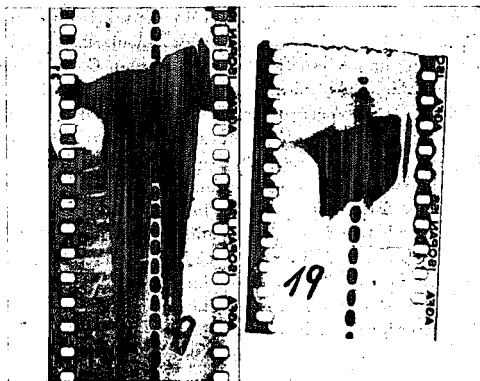
stört erst bei noch kürzeren Zündverzügen, da während des größten Teils des Kompressionsweges die Temperatur so niedrig ist, daß die Reaktionen in dem Gas vernachlässigt werden können.

02430

02433

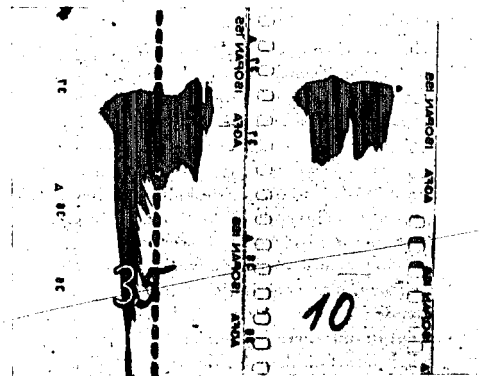
Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

Abb. 7



Klopfende  
Verbrennung bei  
Fremdzündung.  
Links: Isooktan,  $\epsilon=8$ ;  
rechts: Isooktan-  
Heptan-Mischung,  
 $\epsilon=7,2$

Abb. 8



Links: Alkohol,  
 $\epsilon=10$ , Funkenzün-  
dung u. Selbstzün-  
dung im Reizgemisch (un-  
gleichmäßige Tempe-  
raturverteilung).  
Rechts: Selbstzündung  
bei Isooktan,  $\epsilon=8,5$ ,  
 $1/100$  sec Zündverzög.

Typische, mit der Apparatur gewonnene Aufnahmen sind in den Ab-  
bildungen 6, 7, 8 wiedergegeben. Die Flammengeschwindigkeiten bei nor-  
maler Verbrennung sind von der Größenordnung 5 m/sec, während die Auf-

02434

Wilhelm Joist: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

nahmen klopfender Verbrennung um  $\sim 2$  Größenordnungen darüber liegen, d. h. man kann meist von einem praktisch momentanen Abreagieren des restlichen Gemisches sprechen. Außerdem ist bei klopfender Verbrennung immer eine in dem verbrannten Gas zurücklaufende Stoßwelle zu erkennen. Allerdings kann — als Folge geringer Temperaturunterschiede — die Verbrennung auch von einer oder mehreren Stellen im Unverbrannten ausgehen. Bei noch stärkeren Temperaturunterschieden kann auch an einzelnen Stellen des Unverbrannten Zündung einsetzen, von denen sich dann eine normale Flamme ausbreitet — Selbstzündung. Alle diese Erscheinungen sind in gleicher Weise vom Motor her bekannt.

Bei Selbstzündung durch adiabatische Kompression hat man ganz analoge Flammenbilder wie bei klopfender Verbrennung. Bei längeren Zündverzügen machen sich die im Gas vorhandenen geringen Temperaturunterschiede (wenige Grade) stärker bemerkbar, und die Zündung kann sich von einzelnen Punkten aus ausbreiten. Bei den kürzeren Zündverzügen erfolgt praktisch momentane Zündung im ganzen Rohr mit analogem Flammenbild wie bei klopfender Verbrennung. Der öfters gemachte Einwand, Selbstzündung des restlichen Gemisches vermöchte nicht die gewaltsamen Auswirkungen beim Klopfen zu erklären, ist darum nicht stichhaltig.

Die Zündverzüge in ihrer Abhängigkeit von der Temperatur schließen sich gut den von Tizard und Pye beobachteten Werten an. An sich wäre an den Ergebnissen noch eine Korrektur für die Abkühlung der Gase anzubringen. Da bisher noch die sicheren experimentellen Unterlagen dafür fehlen, verzichten wir vorläufig darauf und geben die unkorrigierten Werte an, was wegen der Kleinheit der Korrektur (schätzungsweise 10 bis  $15^{\circ}$  C) und auch deshalb unbedenklich ist, weil alle weiteren Folgerungen von einer sämtliche Versuche in gleicher Weise betreffenden Korrektur nur wenig beeinflußt werden.

Eine Reihe gemessener Zündverzüge sind in Abbildung 9 graphisch wiedergegeben, und zwar ist  $\log \tau$  gegen  $1/T$  aufgetragen, wobei sich mit hinreichender Genauigkeit gerade Linien ergeben. Aus der Neigung der Kurven erntnimmt man scheinbare Aktivierungswärmen von 30 bis 40 kcal bei paraffinischen Kohlenwasserstoffen, über 50 kcal bei Benzol. Bemerkenswert ist, daß das Temperaturintervall, innerhalb dessen die verschiedenen Stoffe zur Zündung kommen, relativ eng ist. Cetan, als Beispiel eines Dieselmotortreibstoffes, wurde ebenfalls untersucht; es zeigt analogen Verlauf wie n-Heptan, nur bei noch tieferen Temperaturen. Der

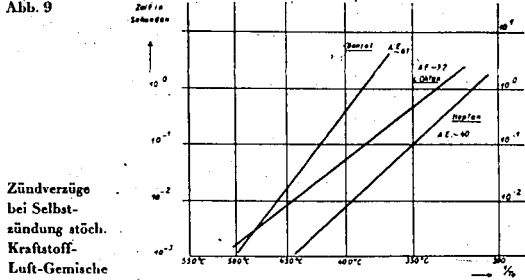
02435

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

steilere Temperaturverlauf bei den Aromaten entspricht der motorischen Erfahrung einer relativen Verschlechterung des Klopfverhaltens dieser Stoffe mit steigender Betriebstemperatur.

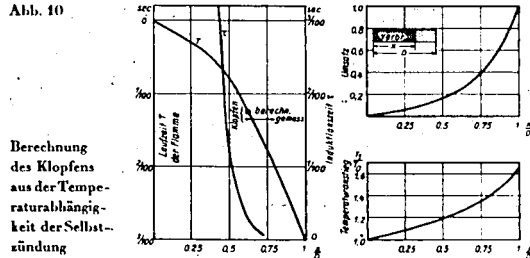
Von grundsätzlicher Wichtigkeit ist es nun, daß es gelingt, aus dem beobachteten Selbstzündungsverhalten das in der gleichen Apparatur

Abb. 9



ermittelte Klopfverhalten eines Stoffes zu ermitteln, d. h. Klopfen aus Selbstzündungsverhalten vorzuberechnen. Die Berechnung des Klopfens setzt voraus, daß man außer dem Selbstzündungsverhalten des Stoffes auch die Flammenbewegung genau kennt, damit den Ort der Flammenfläche in jedem Augenblick und die Kompression des unverbrannten

Abb. 10



Gases durch die fortschreitende Flamme. Diese Angaben können wir aus Flammenphotographien entnehmen, die kurz unter der Klopfgrenze aufgenommen worden sind. In Abbildung 10 ist links einfach das Bild der Flammenfront dargestellt, wie es bei photographischer Registrierung auf

einem bewegten Film erscheint. Da die Filmbewegung der Zeit proportional ist, ist dies ein Zeit-Weg-Diagramm der Flammenfront. Die Darstellung ist so gewählt, daß die Ordinatenhöhe an jeder Stelle angibt, wie lange die Flamme noch braucht, um das andere Ende des Gefäßes zu erreichen. Damit wäre zu vergleichen die Zeit, welche das unverbrannte Restgemisch in jedem Augenblick braucht, bis sich in ihm eine Explosion entwickelt. Sobald diese Zeit unter der für die Flamme nötigen Zeit liegt, muß bestimmt Klopfen eintreten (in Wirklichkeit schon eher). Aus diesem Grunde sind in Abbildung 10 die Induktionszeiten für das Restgas, wie sie aus unseren Messungen folgen, mit eingetragen. Dazu war es nötig, die Temperaturen des Restgases für jeden Ort der Flammenfront zu kennen. Deshalb sind in der rechten Hälfte der Abbildung 10 die zu jedem Flammenort gehörigen Umsatzgrade eingetragen sowie die zu diesen Umsatzgraden gehörigen relativen Temperaturerhöhungen des Frischgases<sup>1)</sup>, als Folge der Kompression durch die fortschreitende Flamme. Verluste durch Wärmeableitung sind vernachlässigt; dies ist in diesem Falle ziemlich unbedenklich, weil daher rührende Korrekturen die Klopfversuche und Selbstzündungsversuche, die im gleichen Gefäß ausgeführt sind, in gleicher Weise betreffen würden. Für eine exaktere Auswertung ist dann noch zu bedenken, daß beim Klopfen das Frischgas während der Induktionszeit durch Kompression ständig weiter erhitzt wird. Dabei ergeben sich grundsätzlich Schwierigkeiten, weil bei Explosionen, an denen Kettenverzweigung beteiligt ist, die Reaktionsgeschwindigkeit keine eindeutige Funktion der Temperatur zu sein braucht. Wir haben trotzdem eine Integration über die Temperatur vorgenommen unter Benutzung der aus den Selbstzündungsversuchen gewonnenen Temperaturfunktion. Wie man unmittelbar prüfen kann und wie auch die Rechnung zeigt, setzt bei Wärmeexplosion<sup>2)</sup> der rapide Geschwindigkeitsanstieg schon ein, wenn nur wenige Prozent des Gemisches umgesetzt sind. Infolgedessen begeht man keinen wesentlichen Fehler, wenn man bei Selbstzündung unter normalen Bedingungen annimmt, daß das Gemisch während des größten Teils der Induktionsperiode fast auf konstanter Temperatur war, während bei der zum Klopfen führenden Selbstzündung der vorbereitende Umsatz in einem recht engen Temperaturintervall stattgefunden hat (darunter ist er vernachlässigbar, darüber

<sup>1)</sup> Vgl. G. Damköhler. Jahrb. 1938 d. deutsch. Luftfahrtforschung II. 62—75.

<sup>2)</sup> Und unter den Bedingungen motorischer Verbrennung werden trotz Kettenverzweigung sicher auch die Voraussetzungen für Wärmeexplosion erfüllt sein.



erfolgt er »unendlich« schnell). Unter diesen Verhältnissen scheint es unbedenklich, durch graphische Integration die Induktionszeit bei fortschreitender Kompression zu bestimmen. Auf diese Weise ist der in Abbildung 10 links berechnete Punkt erhalten worden, bei welchem das klopfende Abreagieren des Restgemisches erfolgen müßte. Der Pfeil darunter gibt an, in welchem Intervall die klopfende Verbrennung bei den tatsächlichen Versuchen erfolgte ( $\epsilon = 5,5$ ;  $T_0 = 52^\circ \text{C}$ ;  $T_e = 302^\circ \text{C}$ ); die Übereinstimmung ist so gut, wie man es nur erwarten kann.

Die Abhängigkeit der Selbstzündung von Druck und Gemischzusammensetzung ist — ebenfalls in Übereinstimmung mit Angaben von Tizard und Pye — relativ gering, viel geringer als man nach der beim Motor bekannten Abhängigkeit des Klopfens von Gemischzusammensetzung und Überladung annehmen könnte. Da aber im Motor bei Änderung von Gemischzusammensetzung und Überladung die Temperaturen — indirekt auch die des unverbrannten Gemisches — sich merklich ändern, so finden die dort auftretenden stärkeren Effekte eine zwanglose Erklärung.

Grundsätzlich ist es natürlich möglich — und auch erwünscht — eine quantitative Übertragung unserer Resultate auf den Motor zu versuchen. Dem steht vorläufig als Haupthindernis unsere mangelnde Kenntnis der im Motor im unverbrannten Gas in jedem Zeitpunkt herrschenden Temperaturen entgegen. Doch ist trotz der großen Schwierigkeiten, die die Ermittlung dieser Temperaturen bietet, zu hoffen, daß in abschbarer Zeit auch hier ein Fortschritt möglich sein wird. Denn unsere Methode würde dann zu einer absoluten, von zufälligen Bedingungen des Prüfmotors unabhängigen Klassifizierung des Klopfverhaltens von Kraftstoffen führen.

### III. Reaktionskinetische Überlegungen zur Bleiempfindlichkeit verschiedener Kraftstoffe sowie deren Verhalten in Gemischen <sup>1)</sup>

Die Resultate der Klopfwertbestimmungen ergeben bekanntlich: In der Reihe der n-Paraffine nimmt mit wachsender Kettenlänge die Klopfbarkeit ab. Bei konstanter C-Atomzahl nimmt die Klopfbarkeit mit zunehmender Verzweigung des Moleküls zu. Olefine sind im Mittel klopfbarer (und oxydationsbeständiger) als Paraffine. Umgekehrt wird die Klopfbarkeit gesättigter Kohlenwasserstoffe durch Antiklopfmittel im Mittel stärker heraufgesetzt als die ungesättigter Kohlenwasserstoffe.

<sup>1)</sup> W. Jost u. L. v. Mülling, Zeitschr. Elektrochem. 45 (1939) 93.



02438

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

Ganz allgemein ist die Geschwindigkeit einer Kettenreaktion (der die Klopfintensität parallel geht) um so größer:

1. je größer die Wahrscheinlichkeit ketteneinleitender Prozesse,
2. je größer die Wahrscheinlichkeit kettenverzweigender Prozesse,
3. je kleiner die Wahrscheinlichkeit kettenabbrechender Prozesse ist.

Die oben aufgezählten Erfahrungen über Klopfverhalten verschiedener Kohlenwasserstoffe sowie Verhalten bei langsamer Oxydation lassen sich vom Standpunkt der Kettenvorstellung vereinbaren mit der anscheinend entgegengesetzten Erfahrung der organischen Chemie, daß nämlich Paraffine am wenigsten, Olefine am stärksten reaktionsfähig sind (umgekehrt wie beim Klopfen), wenn man folgendes annimmt:

I. Die große Oxydierbarkeit der Paraffine beim Klopfen kommt trotz geringer Reaktionsfähigkeit des Einzelmoleküls (geringer Wahrscheinlichkeit der Ketteneinleitung) dadurch zustande, daß der Kettenabbruch sehr unwahrscheinlich ist, daß also recht lange Reaktionsketten auftreten.

II. Für die relative Klopfbeständigkeit der Olefine mit voraussichtlich nicht geringer Reaktionsfähigkeit des Einzelmoleküls und damit nicht kleiner Wahrscheinlichkeit der Ketteneinleitung muß angenommen werden, daß die kettenabbrechenden Reaktionen große Wahrscheinlichkeit besitzen, daß die Reaktionsketten also relativ nur kurz sind. Das kann man sich ungezwungen etwa so vorstellen, daß eine kettenfortführende Verbindung mit der Doppelbindung des Ausgangsmoleküls ab reagiert.

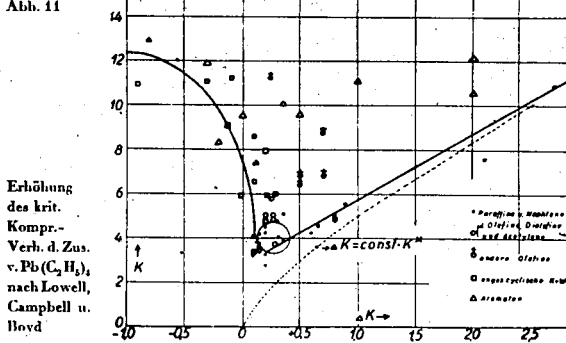
Ist ferner ein Antiklopfmittel gekennzeichnet als Verbindung mit kettenabbrechenden Eigenschaften (womit wir nicht notwendig verstanden wissen wollen, daß die Verbindung als solche diese Eigenschaften hat, sondern evtl. auch erst ihre Zerfallsprodukte, wie Pb oder Bleioxyde im Fall des Pb(Äth)<sub>4</sub>, Eisen oder Eisenoxyde im Fall des Fe(CO)<sub>5</sub>), so wird sicher der Zusatz einer solchen Verbindung um so wirksamer sein müssen, je seltener Kettenabbruch ohne ihn erfolgt. D. h. bei einem Paraffin oder gesättigten Naphthen wird man eine stärkere Antiklopfmittelwirkung erwarten als bei der entsprechenden ungesättigten Verbindung. Ein ausgedehntes Material über die Wirkung von Zusätzen liegt nur für Pb(Äth)<sub>4</sub> vor, hauptsächlich aus Arbeiten von Boyd und Mitarbeiter, und bestätigt vollkommen unsere Erwartungen. Abbildung 11.

Wie Bleitetraäthyl um so weniger wirkt, je mehr Ketten schon ohne seinen Zusatz abgebrochen werden, so müßte auch ein erneuter Bleitetra-

äthyl-Zusatz weniger Wirkung haben, wenn bereits durch einen früheren Zusatz Verbesserung der Klopf Eigenschaften erzielt ist. Auch das bestätigen die Versuche.

Ungesättigte Kohlenwasserstoffe erscheinen deshalb im Mittel klopfester als die entsprechenden gesättigten (Paraffine oder Naphthene), weil die Mehrfachbindung kettenabbruchend, d. h. wie ein Antiklopfmittel wirkt. D. h. roh gesprochen: ungesättigte benehmen sich so wie gesättigte,

Abb. 11



denen bereits Antiklopfmittel zugesetzt war. In beiden Fällen wird erneuter Antiklopfmittelzusatz weniger wirksam sein müssen als bei gesättigten Kohlenwasserstoffen ohne schon vorhandenen Antiklopfmittelzusatz.

Die Aussagen: ein Kraftstoff ist klopfest, weil in ihm weniger Ketten ablaufen, oder aber er ist klopfest, weil in ihm viel Ketten abgebrochen werden, erlauben Schlüsse auf das voraussichtliche Verhalten dieser Stoffe in Mischungen zu ziehen: Setzt man einem wenig klopfesten Kraftstoff, etwa n-Heptan, einen klopfesteren zu, so wird dessen Wirkung einerseits in einer Verdünnung des wenig klopfesten, dann u. U. aber auch in einer Beeinflussung von dessen Verbrennungsablauf bestehen. Den ersten Einfluß müßte man — ein rationelles Maß vorausgesetzt, als das die Oktanzahl nicht von vornherein angenommen werden darf — nach der Mischungsregel berechnen können. Der zweite Einfluß kann eine Verbesserung oder Verschlechterung des resultierenden Klopfver-

02440

02440

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

haltens bedingen. Besitzt der zugesetzte Kraftstoff stark ketten-abbrechende Wirkung, so wird man erwarten, daß das Gemisch höhere Klopfestigkeit hat, als man aus der Mischungsregel errechnet. Man bezeichnet die Oktanzahl, die man dem zugesetzten Stoff zuschreiben müßte, damit die gefundene Oktanzahl des Gemischs mit der aus der Mischungsregel berechneten übereinstimmt, als Mischoktanzahl. Wenn die früher entwickelten Vorstellungen über die verschiedenen Gruppen von Treibstoffen richtig sind, so müßten solche der Klasse I (mit geringer Wahrscheinlichkeit des Kettenabbruchs und relativ hoher Bleiempfindlichkeit) bei gleicher Klopfestigkeit in reiner Form im allgemeinen niedrigere Mischoktanzahlen haben als solche der Klasse II (mit großer Wahrscheinlichkeit des Kettenabbruchs und kleiner Bleiempfindlichkeit). Das ist nun wiederum eine Folgerung, die im weitesten Umfang von der Erfahrung bestätigt wird. Abbildung 12.

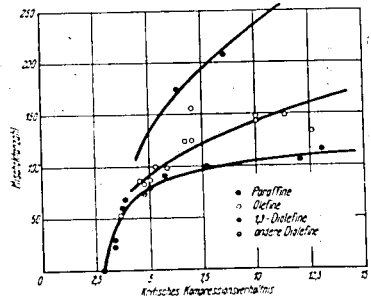


Abb. 12

Mischoktanzahl und kritisches Kompressionsverhältnis

Man kann auch für eine Gruppe von Stoffen, deren Reaktionsgeschwindigkeit in gleicher Weise durch Bleizusatz beeinflusst wird, eine quantitative Beziehung zwischen Klopfestigkeit und deren Erhöhung durch Bleizusatz ableiten. Mit vereinfachenden Annahmen<sup>1)</sup> erhält man für die Erhöhung  $\Delta K$  des kritischen Kompressionsverhältnisses K:

$$\Delta K = \text{const } K^k,$$

eine Beziehung, die in Abbildung 11 gestrichelt eingetragen ist und die das Verhalten von Paraffin und Naphten recht gut im Grenzfall darstellt.

<sup>1)</sup> W. Jost, L. v. Mülling, W. Rohmann, Zeitschr. Elektrochem. 42 (1936) 488.

Die vorangehenden reaktionskinetischen Überlegungen stellen einen ersten Versuch in dieser Richtung dar, zunächst unter Außerachtlassung aller individuellen Feinheiten. Die Aussagen werden aber im Mittel so gut von der Erfahrung bestätigt, daß an der grundsätzlichen Richtigkeit, trotz Verbesserungsbedürftigkeit im einzelnen, kaum Zweifel aufkommen können.

#### IV. Der Mechanismus der Flammenfortpflanzung

Benzinkohlenwasserstoffe in stöchiometrischer Mischung mit Luft weisen eine »normale Verbrennungsgeschwindigkeit« von nur wenigen Dezimetern pro Sekunde auf (30 bis 40 cm/sec<sup>1)</sup>). Unter normaler Verbrennungsgeschwindigkeit (»Brenngeschwindigkeit«)  $v_n$  wird dabei die Geschwindigkeit verstanden, mit welcher eine »Brennfläche« sich gegen das ruhend angenommene Frischgas verschieben würde<sup>1)</sup>. Praktisch ist es so gut wie ausgeschlossen, eine Anordnung zu treffen, in welcher das Frischgas vor der Flammenfront wirklich ruht. Es ist aber immer möglich, die Brenngeschwindigkeit zu bestimmen, z. B. entweder unter Verwendung eines Bunsenbrenners, wobei der Innen-»Kegel« die Brennfläche darstellt, unter Benutzung der Gouy'schen Beziehung, daß die in der Zeiteinheit zugeströmte Gasmenge gleich der während derselben Zeit umgesetzten Gasmenge und diese wiederum gleich der Größe der Brennfläche mal normaler Verbrennungsgeschwindigkeit ist; oder etwa nach Stevens, indem man das Gasgemisch in eine Seifenblase einschließt und in deren Mitte zündet. Die Geschwindigkeit der Ausbreitung der Flamme, welche man z. B. durch photographische Registrierung bestimmen kann, ist dann neben der normalen Verbrennungsgeschwindigkeit durch die Expansion der verbrannten Gase bestimmt. Der Einfluß der letzteren läßt sich eliminieren und damit wird  $v_n$  bestimmbar.

Auf die Faktoren, die die normale Verbrennungsgeschwindigkeit bestimmen, und auf die zusätzlichen Einflüsse, die sich bei der gewöhnlichen Flammenausbreitung bemerkbar machen, gehen wir unten ein. Vorher wollen wir uns an Hand der schematischen Abbildung 13 einen weiteren Zusammenhang klar machen. Bekanntlich gibt es für brennbare Stoffe in Luft oder Sauerstoff sogenannte »Zündgrenzen«, das sind Grenzen der

<sup>1)</sup> Es ist dafür die Bezeichnung »Zündgeschwindigkeit« üblich. Da diese Bezeichnung aber Vermutungen über — in Wirklichkeit nicht vorhandene — Beziehungen zur Zündwilligkeit der einzelnen Stoffe aufkommen läßt, möchten wir sie hier vermeiden.

Gemischzusammensetzung, außerhalb deren unter vorgegebenen Bedingungen eine an einer Stelle (durch einen hinreichend kräftigen Funken, durch eine Flamme o. ä.) gewaltsam eingeleitete Explosion sich nicht mehr fortpflanzt. Entsprechend findet man, Abbildung 13, daß die normale Verbrennungsgeschwindigkeit als Funktion der Gemischzusammensetzung für die untere ( $Z_u$ ) und obere Zündgrenze ( $Z_o$ ) gegen den Wert 0 geht<sup>1)</sup>; denn

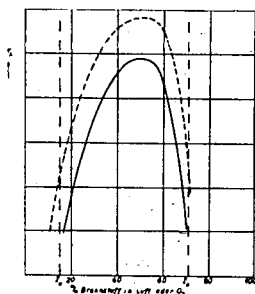


Abb. 13

Verbrennungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Konzentration

offenbar kann sich eine Explosion ja auch nicht ausbreiten, wenn ihre Fortpflanzungsgeschwindigkeit keinen endlichen Wert mehr hat. Man sieht hieraus, daß die Aufgabe, die Zündgrenzen für einen Stoff zu verengern (die Explosionsgefahr herabzusetzen) oder zu erweitern, unmittelbar mit den Fragen der Flammgeschwindigkeit zusammenhängt. Auch die zweite Aufgabe — die Verbrennungsgeschwindigkeit zu erhöhen und die Zündgrenzen zu erweitern — kann praktische Bedeutung gewinnen. Der thermodynamische Wirkungsgrad (im Gegensatz zur Leistung) eines Motors wird ja um so höher, mit je größerem Luftüberschuß man arbeitet, weil dann die Mitteltemperaturen um so niedriger werden und damit  $\kappa$ , das Verhältnis der spezifischen Wärmen, um so höher wird; von letzterem hängt aber bekanntlich der Wirkungsgrad  $\eta$  des Ottomotors ab gemäß:  $\eta = 1 - \frac{1}{\epsilon^{\kappa-1}}$ , wobei  $\epsilon$  das Verdichtungsverhältnis ist. Der Anwendung magerer Gemische können beim Motorbetrieb aber die verhältnismäßig eng gelegenen Zündgrenzen für Benzinkohlenwasserstoff in Luft entgegenstehen.

<sup>1)</sup> Tatsächlich gelingt es praktisch nicht, Verbrennungsgeschwindigkeiten unterhalb eines gewissen endlichen Wertes (10 cm) zu beobachten.



GLASS

02443

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

Auch an einer Erhöhung von  $v_n$  — die ja (gestrichelte Kurve in Abbildung 13) wahrscheinlich mit einer Erweiterung der Zündgrenzen gekoppelt ist — kann man praktisches Interesse haben. Würde sich die Flamme im Motor mit der normalen Verbrennungsgeschwindigkeit von  $\sim 30$  cm/sec bewegen, so brauchte der Verbrennungsablauf in einem größeren Zylinder von  $\sim 15$  cm Durchmesser vielleicht  $\frac{1}{2}$  sec. Bei derartig langsamer Verbrennung wäre der Betrieb eines schnellaufenden Motors ausgeschlossen. In Wirklichkeit beobachtet man aber im Motor Flammgeschwindigkeiten, die etwa das 20- bis 100fache des obigen Wertes sind. Diese großen Flammgeschwindigkeiten kommen durch die Mitwirkung von Gasströmungen — Wirbelung — zustande, welche man im Motor u. U. durch die Ventilanordnung und Formgebung des Verbrennungsraumes künstlich erhöht. Dabei kann die Erhöhung der Flammgeschwindigkeit aber offenbar nicht einfach so zustande kommen, daß eine stärkere Gasströmung die wenig gestörte Flammenfront soviel schneller von der Zündstelle aus durch den Verbrennungsraum trägt; denn dann würde zwar ein brennender Gasballen soviel schneller die entgegengesetzte Wandung erreichen, die umgesetzte Gasmenge wäre aber nicht vergrößert, weil diese nur von dem Produkt Größe der Brennfläche mal normale Verbrennungsgeschwindigkeit abhängt. Eine schnellere Verbrennung ist daher nur durch eine Vergrößerung der Brennfläche zu erreichen, nämlich als Folge einer weitgehenden Zerklüftung der Brennfläche durch die Wirbelung und turbulente Gasströmung. Daß dem so ist, lassen Momentaufnahmen von Flammenfronten im Motor sowie auch bei der Flammenfortpflanzung in weiteren Rohren unmittelbar erkennen. Da mit Vergrößerung der Drehzahl eines Motors auch die Gasgeschwindigkeit und Wirbelung automatisch vergrößert werden, hat man bisher noch keine ernstlichen Schwierigkeiten wegen zu kleiner Brenngeschwindigkeit gehabt (außer in der Nähe der Zündgrenzen). Es wäre aber wohl denkbar, daß bei weiterer Steigerung der Drehzahl eine Verringerung des Wirkungsgrades wegen zu kleiner Brenngeschwindigkeit einträte, welchem nur durch eine Heraufsetzung von  $v_n$  — sofern diese möglich ist — zu begegnen wäre.

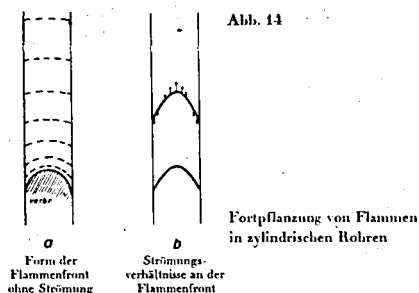
Auch bei der Flammenfortpflanzung in einem Rohr mit ruhendem Gas — weil keine Druckänderung und keine Strömung des Frischgases als Ganzes in Frage kommt, sei als einfachster Fall der der Zündung am offenen Ende eines einseitig geschlossenen Rohres ins Auge gefaßt — spielt eine eigentümliche Strömung im Frischgas eine wesentliche Rolle,



02444

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

welche dafür sorgt, daß die Geschwindigkeit der Flammenfortpflanzung immer größer ist als  $v_n$ , doppelt so groß oder darüber. Erfahrungsgemäß hat die Flammenfront in nicht zu weiten Rohren und bei Vernachlässigung von Schwerkrafteinflüssen etwa halbkugelige Form, Abbildung 14 a. Da unter Ausschluß von Strömungen die Brennfläche in Richtung ihrer Normalen mit der Geschwindigkeit  $v_n$  fortschreitet<sup>1)</sup>, so müßte die Verbrennung — gestrichelte Kurven der Abbildung 14 a — auf konzentrischen



Kugelflächen, die sich immer mehr einer Ebene annähern, fortschreiten. Das würde bedeuten, daß die Brennfläche und damit die Flammengeschwindigkeit immer kleiner würde. Das widerspricht aber der Erfahrung, wonach eine etwa halbkugelige Brennfläche relativ stabil ist. Dies kann nur durch Mitwirken einer Strömung zustande kommen, deren axiale Komponenten in Abbildung 14 b oben eingezeichnet sind. Diese Abbildung bezieht sich auf den idealisierten Fall, daß Kühlwirkung der Wände zu vernachlässigen ist und darum die Brennfläche die Wand berührt. Man muß dann eine die Wand unter endlichem Winkel schneidende Brennfläche annehmen, weil anderenfalls — im Falle der Berührung — eine unendlich große entgegengerichtete Strömung in Wandnähe zu fordern wäre. Eine aus den Experimenten abgeleitete Strömung nach Abbildung 14 b erklärt das Vorücken der Flammenfront mit einer über  $v_n$  liegenden Geschwindigkeit sowie die Tatsache, daß man aus beobachteter Flammengeschwindigkeit

<sup>1)</sup> Von Störungen durch die kühlende Wirkung der Wand sehen wir hier ab; diese sind auch dafür verantwortlich, daß in Wirklichkeit die Brennfläche die Wand nicht berührt.

4430

02445

Wilhelm Jost: Die physikalisch-chemischen Grundlagen der Verbrennung im Motor

bei gleichzeitiger photographischer Registrierung der Größe der Flammenfläche die normale Verbrennungsgeschwindigkeit richtig ermitteln kann als Quotient aus umgesetzter Gasmenge und Größe der Brennfläche, d. h. nach Gouy (Coward u. Mitarb.).

Wie die in Abbildung 14 b gezeichnete Strömung zustande kommt, ist noch nicht sicher. Erwähnt sei immerhin, daß Hettner im Zusammenhang mit der Theorie der Radiometerkräfte gezeigt hat, daß man ein mit dem in 14 b gezeichneten völlig identisches Strömungsbild als Folge der thermischen Gleitung nach Knudsen erhalten kann; nämlich dann, wenn in einem Rohr ein axiales Temperaturgefälle herrscht (im Gas sowohl wie in der Wandung). Überträgt man die Hettnersche Formel auf unseren Fall, so ergibt sich bei dem ungeheuer großen Temperaturgefälle in der Brennzona ( $\sim 10^5$  °C/cm), welchem die Gleitung proportional wird, eine gegen das heiße Gas hin gerichtete Strömung an der Wand von  $\sim 10^2$  cm/sec und eine entsprechende, entgegengesetzt gerichtete Strömung in der Rohrmitte. Wäre eine solche thermische Gleitung die Ursache der Gasströmung, so hätte man eine zwanglose Erklärung des beobachteten Effektes in der richtigen Größenordnung und gleichzeitig eine Erklärung für die relative Stabilität der gekrümmten Flammenfront. Leider ist schwer zu erkennen, ob sich die Hettnerschen Resultate auf unseren Fall übertragen lassen; denn erstens fehlt bei uns das Temperaturgefälle in der Rohrwandung, zweitens berührt, wegen der Kühlwirkung der Wand, die Brennzona jene nicht, und die Verhältnisse in der Übergangszona sind einer exakten Behandlung schwer zugänglich. Wir begnügen uns daher, auf den Parallelismus zwischen dem empirischen Strömungsbild und dem Hettnerschen Resultat aufmerksam zu machen.

Zur Erklärung der beobachteten normalen Verbrennungsgeschwindigkeiten reicht die alte Vorstellung nicht aus, wonach durch Wärmeleitung von den verbrannten Gasen aus das Frischgas bis auf seine »Entzündungstemperatur« erhitzt wird, dann seinerseits reagiert und wieder Wärme auf eine neue Schicht überträgt usw., obwohl natürlich die Wärmeleitung einer der für die Flammenfortpflanzung maßgebenden Faktoren ist. Gegen diese Erklärung sprechen einerseits theoretische Überlegungen: Die Einführung einer »Entzündungstemperatur« in diesem Zusammenhang ist nicht sinnvoll. Ferner läßt sich ziemlich allgemein zeigen, daß mindestens ebenso wichtig wie die Wärmeleitung aus dem Verbrannten auf das Frischgas auch die Diffusion von Frischgas in das verbrannte Gas hinein ist und bei vielen Flammen auch die Diffusion aktiver Teilchen —

freier Atome oder Radikale — aus der Brennzzone in das Frischgas. Freie Atome und Radikale können in der Brennzzone bereits im thermischen Gleichgewicht in erheblicher Konzentration vorhanden sein. Während einer exothermen Reaktion können aber freie Radikale in erheblich höherer Konzentration entstehen, als es dem Gleichgewicht zwischen den Endprodukten entspricht. Im Falle der Knallgasverbrennung ist dies z. B. mit Hilfe der Parawasserstoffumwandlung direkt gezeigt worden.

Daß der Wärmeleitungsvorgang nicht allein oder überwiegend für die Flammenfortpflanzung verantwortlich ist, folgt auch unmittelbar aus den Versuchen, indem nämlich beim Ersetzen eines Inertgases durch ein anderes mit gleicher spezifischer Wärme (z. B. Argon durch Helium) die Flammengeschwindigkeit sich keinesfalls so ändert, wie man es auf Grund der Wärmeleitungsänderung erwarten müßte (Coward u. Mitarb.).

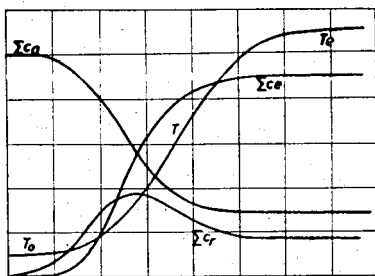
Die Struktur der Brennzzone (deren Dicke größenordnungsmäßig  $10^{-2}$  cm beträgt, wie aus theoretischen Abschätzungen [Mache] sowie aus unmittelbaren Beobachtungen folgt), hat man sich dann gemäß Abbildung 15 vorzustellen. Dabei wäre etwa angenommen, daß das Frischgas mit der Geschwindigkeit  $v_n$  nach rechts ströme, so daß die Brennzzone im Nullpunkt des Koordinatensystems stationär bleibt.

Die Temperatur steigt stetig (über eine Strecke von  $\sim 10^{-2}$  cm) von  $T_0$  auf die der verbrannten Gase  $T_c$ . Entsprechend steigen die Konzentrationen der Endprodukte  $c_e$  und fallen die Konzentrationen der Ausgangsprodukte  $c_a$ ; die Konzentration aktiver Teilchen  $c_r$  steigt auf alle Fälle vom Frischgas her stark an; evtl. durchläuft sie ein Maximum, wenn nämlich (vgl. oben) während der Reaktion die Konzentration aktiver Partikeln über den Gleichgewichtswert, bezogen auf den Endzustand, hinausgeht.

Das Schema der Abbildung 15 läßt einige qualitative Schlußfolgerungen zu, welche von der Erfahrung bestätigt werden, und läßt auch erkennen, wie weit eine Beeinflussbarkeit von Flammgeschwindigkeiten durch Zusätze zu erwarten ist. Wir wollen als konkretes Beispiel die Verbrennung von Wasserstoff ins Auge fassen, weil hier die meisten Erfahrungen vorliegen. Hier ist die Beweglichkeit des Wasserstoffs soviel größer als die der übrigen Reaktionspartner, daß eine Diffusion aus dem Frischgas in die Brennzzone nur für diesen eine wesentliche Rolle spielen wird. Man überlegt dann weiter, daß in Gebieten mit Wasserstoffüberschuß diese Diffusion zusätzlichen Wasserstoffs in die Brennzzone kaum von Einfluß auf die Verbrennung sein kann. Dementsprechend sind Effekte, für welche diese

Diffusion überwiegend verantwortlich ist, auch nur für die Gegend der unteren Zündgrenze (Wasserstoffmangel) bekannt. Clusius fand, daß einerseits die untere Zündgrenze für Zündung von Wasserstoff in einem vertikalen Rohr wesentlich niedriger liegt bei Zündung von unten als bei Zündung von oben, und daß andererseits, besonders bei Zündung von

Abb. 15



Temperatur- und Konzentrationsverlauf in der Brennzone

unten, die Zündgrenze für Wasserstoff wesentlich tiefer liegt als für Deuterium. Das ist durch die verschieden schnelle Diffusion der beiden Stoffe aus dem Frischgas in die Brennzone zu erklären, wozu im Falle der Zündung von unten noch kommt, daß von der Zündstelle aus ein Ballen verbrennender Gase in die Höhe steigt, der mit immer wieder neuen Frischgasgebieten in Berührung kommt, aus denen von neuem Wasserstoff in ihn hineindiffundieren kann.

Daß auch aktive Teilchen aus der Brennzone in das Frischgas diffundieren und damit für die Flammenfortpflanzung eine wesentliche Rolle spielen, läßt sich nur indirekt erschließen (z. B. Jost und v. Müffling<sup>1)</sup>). Eine Reihe experimenteller Tatsachen stehen aber mit dieser Auffassung in guter Übereinstimmung. Wenn z. B. die Flammgeschwindigkeit von Knallgasgemischen durch Zusatz von 1% Acetylen auf die Hälfte herabgesetzt wird, so ist das — unter Beachtung des Befundes von Bonhoeffer, daß Acetylen die Rekombination von Wasserstoffatomen katalysiert — sicherlich so zu verstehen, daß die geringe Menge Acetylen Wasserstoffatome und evtl. andere aktive Teilchen (wie OH-Radikale) wegfängt, welche aus der Brennzone in das Frischgas diffundieren. Auf dem gleichen Effekt wird die Wirkung einer Reihe von Zusätzen beruhen, wie

<sup>1)</sup> W. Jost u. L. v. Müffling, Ztschr. physikal. Chemie Abt. A Bd. 181 (1938), S. 208.

sie von Jorissen sowie von japanischen Autoren angegeben worden sind, und welche die Zündfähigkeit des Wasserstoffs, insbesondere an der oberen Zündgrenze, stark herabsetzen.

Über die Beeinflussbarkeit von Brenngeschwindigkeit und Zündgrenzen durch Zusätze lassen sich generell die folgenden Aussagen machen. Indifferente Gase in hinreichend hoher Konzentration werden immer die Brenngeschwindigkeit herabsetzen, schon weil sie die Flammentemperatur und damit indirekt die Reaktionsgeschwindigkeit herabsetzen. Die Übertragung von Wärme auf das Frischgas durch Leitung läßt sich durch Zusätze in geringer Menge nicht merklich beeinflussen. Beeinflussen läßt sich aber die Reaktion im Unverbrannten als Folge des Eindiffundierens aktiver Teilchen durch Zusätze, u. U. selbst dann, wenn diese Zusätze brennbar sind (Acetylen bei Knallgas). Eine starke Wirkung auf die Flammgeschwindigkeit und die Zündgrenzen wird man aber nur da erhalten, wo nicht die Diffusion von Frischgas in die Brennzone der überwiegende Faktor ist; d. h. in Übereinstimmung mit der Erfahrung wird man durch solche Zusätze die obere Zündgrenze stark herabsetzen können, nicht aber die untere entsprechend herauf.

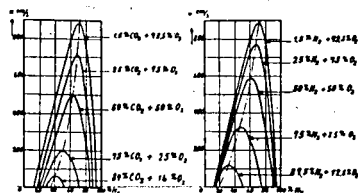


Abb. 16  
Normale Verbrennungsgeschwindigkeit des Wasserstoffs im Gemisch mit Atmosphären konstanter Zusammensetzung nach G. Jahn

Auch bei der Beeinflussung von Brenngeschwindigkeit und Zündgrenzen durch indifferente Gase (N<sub>2</sub> und CO<sub>2</sub>) scheint noch der Einfluß bei hohen Brennstoffkonzentrationen wesentlich größer zu sein als bei niedrigen, was sich gut unseren Überlegungen einfügt. Abbildung 16.

02449

02449

### Aussprache

**Broeze:** Ich möchte nur auf einen Punkt des Vortrages von Herrn Jost eingehen, auf einen Punkt, der auch schon von Herrn Jost beleuchtet wurde, der die Verbindung zwischen der wissenschaftlichen Untersuchung und der Technik betrifft. Ich glaube, es ist eine Funktion dieser Tagung, gerade diese Verbindung deutlich zu machen.

Herr Jost spricht von »einer absoluten, von zufälligen Bedingungen des Prüfmotors unabhängigen Klassifizierung des Klopfverhaltens von Kraftstoffen«. Man könnte dazu sagen, eine vom Motor unabhängige Klassifizierung des Klopfverhaltens gibt es überhaupt nicht. Das Klopfen ist ja so wesentlich mit dem Motor und dem Motorbetrieb verbunden, daß ein Klopfverhalten außerhalb des Motors gar keinen eigentlichen Sinn hätte.

Aus den Worten »zufällige Bedingungen des Prüfmotors« lese ich, daß diese Bedingungen wohl hinderlich waren, da sie Ergebnisse zeitigten, die heute so und morgen anders waren, so daß wir uns von ihnen losmachen müßten. Dabei sollte man aber bedenken, daß diese »zufälligen Bedingungen« tatsächlich bestehen. Ferner ist es sehr wesentlich, daß ein bestimmter Kraftstoff in einem Motor oder einem Motortyp unter bestimmten motorischen Bedingungen, Temperatur, Last, Geschwindigkeit usw., andere Resultate ergibt als bei anderen Bedingungen. Wir können davon nicht abstrahieren, indem wir die Motoren einfach weglassen und auf eine Apparatur zurückkommen. Das einzig Mögliche wäre ja dann, wenn mit dieser Apparatur das Gesamtgebiet abgesehen würde. Da aber mehrere Variablen vorhanden sind, nämlich Druck, Temperatur, Zeit (die Zeit kommt als eine komplizierte Funktion hinein, denn die Kompression kann sowohl langsam als auch schnell ansteigen), Mischungsverhältnis, Beimischung von Restgasen u. s. f. würde die »absolute Klassifizierung eines Kraftstoffes« weder ein Punkt, noch eine Linie, die wir ja jetzt schon gebrauchen würden, sein, sondern ein 3 oder 4 dimensionales Gebilde. Es wäre doch wohl zu langwierig, das abzusuchen, und wir müßten wieder zum Motor zurück, um wenigstens die Schritte zu machen, die für den heutigen Stand der Technik als wesentlich empfunden werden. Heute ist es so, daß ganz bestimmte Motoren unter ganz bestimmten, dem Betrieb angepaßten Bedingungen die Resultate geben sollen. Vielleicht möchte sich Herr Jost näher dazu äußern, denn möglicherweise habe ich nur seine Absicht nicht recht begriffen.

**Jost:** Ich möchte nun nicht das Mißverständnis erwecken, daß ich sofort dafür einträte, den Prüfmotor abzuschaffen und dafür meine Methode zur praktischen Klassifizierung zu verwenden. Ich glaube aber, daß ein Bedürfnis dafür vorhanden ist, eine Methode zu besitzen, die unabhängig von dem Prüfmotor ist, eine Methode, mit der man stets das Verhalten des Kraftstoffes voraussagen kann, wenn man weiß, unter welchen Bedingungen im einzelnen Fall der Prüfmotor arbeitet.



Hinsichtlich der Empfindlichkeit des Klopfens gegenüber Änderungen des Druckes, der Zeit und der Gemischzusammensetzung ist dies mit meiner Methode genau so möglich wie mit einem Prüfmotor, nur schneller und billiger; denn man braucht nur kleine Kraftstoffmengen. Es wird natürlich nicht möglich sein, die Messung absolut so genau auszuführen für einen bestimmten Motor, wie wenn man in diesem selbst die Eichung vornimmt. Wenn man den Kraftstoff über ein weites Temperaturintervall, über das notwendige Intervall des Druckes und der Gemischzusammensetzung durchmißt, dann ist es grundsätzlich möglich — denn die Messungen beziehen sich auf die reine Reaktion, die im unverbrannten Gemisch läuft, das ist der dem Klopfen zugrunde liegende Vorgang —, für jeden Motor das Klopfverhalten im voraus zu berechnen unter der Voraussetzung, daß ich für diesen Motor kenne: das Gesetz, unter dem die Flamme fortschreitet (grundsätzlich aus einem Indikatorgramm zu entnehmen), ferner die Temperatur in dem unverbrannten Gemisch in jedem Augenblick. Das ist grundsätzlich auch möglich, macht aber natürlich Schwierigkeiten.

**Buschmann:** Im letzten Teil des Vortrages von Herrn Jost in bezug auf die Flammenfortpflanzung sind zum Vergleich physikalische und chemische Versuche von Knallgas und Wasserstoffverbrennungen erwähnt worden. Man hört und liest in den letzten Jahren gelegentlich auch von praktischer Verwendung von Knallgas und Wasserstoff in Motoren, sei es als Hauptkraftstoff im Gemisch mit der Luft, sei es auch als zusätzlicher Kraftstoff während des Motorbetriebs in größeren oder kleineren Mengen zugesetzt.

Ich selbst habe bei Motorversuchen mit Knallgas- oder Wasserstoff-Zusätzen in geringen Mengen gearbeitet und Mehrleistungen und Minderverbrauch, d. h. bessere Verbrennung und günstigeren thermischen Wirkungsgrad bei Vergasermotoren beobachtet, auch wenn nur wenige Gewichtsprocente zugesetzt worden sind. Dabei wirkten die genannten Gase merklich besser, wenn sie im Augenblick der Benutzung elektrolytisch entwickelt wurden, als wenn man sie nur aus Vorratsflaschen zusetzte.

Meine Vermutung, daß der status nascendi dabei eine Rolle spielt, müßte von Chemikern geprüft werden. Ich erinnere an ähnliche Gedanken, die von Erren, Lavaczeks und anderen bekannt geworden sind.

Englische Zeitschriften<sup>1)</sup> haben in den vergangenen Jahren mehrfach über Otto- und in letzter Zeit auch über Diesel-Motoren mit Zusatzgasen — Wasserstoff oder Knallgas — berichtet. Solche Mitteilungen ergaben ein günstiges Bild. Ich möchte anregen, daß die Erfahrungen aus diesem gesamten Gedankenkomplex einmal von denen, die sich unmittelbar damit beschäftigt haben, in Gemeinschaftsarbeit ausgetauscht und ausgewertet werden, um herauszuschälen, ob es sich lohnt, diese Dinge zu fördern und bei der Motorenentwicklung in größerem Umfange anzuwenden. Ich bin mir bewußt, daß diese Dinge nicht zum Sofortprogramm gehören — heute morgen wurde hier gesagt, man möchte jene Dinge, die noch im weiteren Felde sind, nicht heute zur Sprache bringen — nachdem aber andererseits der Vorsitzende bat, alles von einigem Wert hier zu erwähnen, soweit es zum Thema gehört, so habe ich mir erlaubt, auf diesen Punkt hinzuweisen.

<sup>1)</sup> The Automobile Engineer, Nov. 1926, S. 463ff und Sept. 1937, ebenso auch Luftfahrt-Schriften des Auslandes Nr. 5.

**Ernst Schmidt:** Man sieht das Klopfen gewöhnlich an als einen durch momentanes Zünden des Unverbrannten hervorgerufenen Vorgang, wie dies auch Herr Jost in seinem Vortrage getan hat. Ich glaube aber, man sollte diese physikalisch nicht ganz richtige Vorstellung etwas näher präzisieren, denn erst die durch die Verbrennung verursachte Drucksteigerung im Unverbrannten führt zu einer Temperaturerhöhung, die sich bis zur Selbstzündung steigern kann.

Nun breiten sich aber Drucksteigerungen immer nur mit Schallgeschwindigkeit oder — was bis auf einen Faktor nahe bei 1 auf das gleiche herauskommt — mit Geschwindigkeiten aus, die der mittleren Molekülgeschwindigkeit entsprechen. Es ist also die Geschwindigkeit des Durchzündens des Unverbrannten an diese Schallgeschwindigkeit gebunden. Nur unter bestimmten Bedingungen könnte man an ein wirklich momentanes Durchzünden denken, wenn nämlich die Temperatur in Richtung der Druckfortpflanzung derart ansteigt, daß an entfernteren Stellen wegen ihrer höheren Temperatur schon eine etwas geringere Drucksteigerung ausreicht, um die Selbstzündung einzuleiten. Nur für eine bestimmte Temperaturverteilung könnte man sich also momentanes Durchzünden vorstellen.

Wenn Temperaturunterschiede vorhanden sind, ist — wie das auch im Vortrag von Herrn Jost zum Ausdruck kam — an einer entfernteren Stelle mit zufällig etwas höherer Temperatur eine Zündung möglich, die sogar eine rückläufige Richtung der Geschwindigkeit der Flammenausbreitung zur Folge haben kann. Wenn aber die Schallgeschwindigkeit die obere Grenze der Zündgeschwindigkeit ist — was auch aus den Messungen hervorgeht —, kann man fragen, warum dann nicht schon eigentliche Detonation auftritt. Nun scheint mir, und ich komme dabei auch auf die Bemerkung von Herrn Eucken zurück, aus den neuesten Versuchen, besonders denen von Wolfhart, der den Anstieg des Ionisationsstromes bei wirklichen Detonationen und bei klopfender Verbrennung im Motor untersuchte, hervorzugehen, daß es sich beim Klopfen im Motor um keine wahre Detonation handelt, denn der Anstieg des Ionisationsstromes erfolgt im klopfenden Motor nicht viel rascher als bei nichtklopfender Verbrennung.

Dann erhebt sich aber die Frage: Warum tritt keine wahre Detonation auf, wenn doch die mit Schallgeschwindigkeit fortlaufende Druckwelle der Träger der Zündung ist? Das ist wohl auf nicht genügend raschen Ablauf der chemischen Reaktion zurückzuführen. Denn im Motor ist das brennbare Gasgemisch stark durch Stickstoff verdünnt, so daß nur ein sehr kleiner Bruchteil der Molekülstöße zur Reaktion führt.

Darüber hinaus mag im Motor noch durch die ungenügende Gleichmäßigkeit des Gemisches die Reaktion so verlangsamt werden, daß keine Detonation zustande kommt. Denn wir wissen, daß der Vergaser eigentlich nur ein Zerstäuber ist, und daß die Verdampfung im wesentlichen erst nachher bei der Kompression eintritt. Bei der Kürze der Zeiten glaube ich aber nicht, daß eine vollkommene Mischung, die durch Diffusion und turbulente Bewegung stattfinden muß, eintreten kann. Es werden bei der Verbrennung immer noch Unregelmäßigkeiten, d. h. reichere und ärmere Stellen im Gemisch vorhanden sein, die die Reaktion im praktischen Motor verlangsamen.

**Jost:** Wenn ich nur ganz kurz zu der grundsätzlichen Frage der Detonation noch Stellung nehmen soll, so stimme ich natürlich völlig mit Herrn E. Schmidt überein, daß alle bisherigen Erfahrungen bis auf die Versuche von Sokolik und Voinov, die ja

02452

Ausprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

auch in dem Vortrag von Herrn Broeze kritisiert werden, keinerlei experimentelle Anzeichen dafür geben, daß es sich beim Klopfen im Ottomotor um eine Detonation handelt.

Wir haben uns nie darum bemüht, die Flammgeschwindigkeiten genauer festzustellen, wir können also nicht sagen, ob wir max. 700 oder 1000 oder 1200 m/s haben, also das, was man vielleicht als »effektive Flammgeschwindigkeit« bezeichnen könnte. Sie kann aber jedenfalls nur in dieser Größenordnung liegen, und das wäre nur halb so viel wie der Detonation entsprechen würde.

**Eucken:** Das Problem erscheint mir vorläufig doch noch nicht eindeutig geklärt zu sein und ich möchte daher einer gewissen Skepsis Ausdruck geben, wie ich dies in meinem Vortrag schon getan habe. Ich möchte mich hierbei aber auf zwei Punkte beschränken:

1. Wenn man die bekannten Dixon'schen Flammenphotographien betrachtet, findet man in einigen Fällen, daß sich aus der langsam fortschreitenden Flamme allmählich eine Detonation entwickelt. Es muß hiernach ein kontinuierlicher Übergang von der normalen Flammenfortpflanzung zur Detonation existieren.

2. Es bereitet uns gewisse Schwierigkeiten, irgendeinen Grund für die eigentliche Raumexplosion, d. h. für die erste Zündung innerhalb einer homogen explosiblen Gas Mischung zu finden. In Wirklichkeit haben wir aber, wenigstens bei der Verbrennung im Ottomotor, in einer Zone schon eine heiße Front, wo alles für die Reaktion vorbereitet ist, und die auch wahrscheinlich stark durcheinandergewirbelt ist. Man könnte nun fragen, warum geht die Detonation nicht von dieser Stelle aus? Darf es wirklich als experimentell sichergestellt gelten, daß die Detonation bzw. der Klopfvorgang nicht grundsätzlich, d. h. im Falle einer völlig homogenen Kompression des Unverbrannten, von der Flammenfront ausgeht? Freilich scheint es bei praktischen Versuchen nicht vermeidbar zu sein, daß im Unverbrannten als Folge von Druckwellen Temperaturunterschiede auftreten, und daß die Raumexplosion dann dort einsetzt, wo die Temperatur zufällig besonders hoch ist. Zweifellos zeigen ja die in dem Berichte der Herren Broeze, van Driel und Peletier (S. 190ff.) besprochenen Versuche, daß die Raumexplosion nicht wirklich homogen erfolgt, sondern von einer einzigen oder wenigstens einer beschränkten Anzahl von Stellen auszugehen pflegt. Aber warum sollte es sich auch dann nicht um eine Art Detonation handeln?

Auf alle Fälle scheint mir der Ausdruck »Raumexplosion« etwas irreführend, da nach den bisher vorliegenden experimentellen Ergebnissen die Explosion sicher nicht homogen ist, sondern von bestimmten Stellen ausgeht.

**Jost:** Ich stimme natürlich damit überein, daß in dem adiabatisch verdichteten Gemisch durch den Aufenthalt auf der hohen Temperatur für eine gewisse Zeit, noch ehe es gezündet hat, das Gemisch so weit vorbereitet sein kann, daß von der normalen Flammenfront aus eine stark beschleunigte Flamme ausgehen könnte.

Auf den Klopfenaufnahmen beobachtet man auch nicht immer nur Bilder, bei welchen das Klopfen fern von der Flammenfront einsetzt; es kann auch praktisch von der Flammenfront ausgehen. Ich habe aber auch schon gesehen, daß Zündung an der von der Zündkerze fernsten Wandung einsetzte. Hierbei möchte ich denken, daß man

02453

02453

Ausprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

vielleicht vorher eine Stoßwelle hatte, die beim Reflektieren eine besonders hohe Amplitude ergab, und dann die Zündung verursachte.

Zu den Bildern von Dixon möchte ich sagen: Man hat im allgemeinen eine beschleunigte Flamme, welche in die Detonation übergeht und gleichzeitig hat man eine rückläufige Welle. Diese ist zur Impulserhaltung notwendig. Bei den Aufnahmen klopfender Verbrennung hat man aber wohl immer rückläufige Wellen, die erst entstehen, wenn die Verbrennung die Wand erreicht. Man sieht die Wellen also nie von der Stelle, wo das Klopfen einsetzt, nach vorn und hinten laufen (wie es beim Einsetzen einer Detonation sein müßte). Das ist bisher auf keiner Aufnahme zu sehen, bis auf die von Sokolik und Voinov, die wir selbst nie als zwingend anerkannt haben. Ich habe mich gefreut, aus dem Vortrag von Herrn Broeze zu entnehmen, daß sie von ihm ebenso beurteilt werden.

**Ernst Schmidt:** Herr Eucken fragte soeben, wie es möglich ist, daß im Unverbrannten schon Klopferscheinungen beginnen können, trotzdem sie an der fortschreitenden Flamme viel wahrscheinlicher sind. Wir dürfen aber nicht vergessen, daß im praktischen Motor die Ventile meist außerordentlich heiß sind, und daß die Klopferscheinungen meiner Meinung nach sehr oft durch Wirkung dieser auf hoher Temperatur befindlichen Teile der Wand hervorgerufen werden.

Wir haben eben im praktischen Motor noch einige weitere Umstände zu berücksichtigen, die bei physikalischen Versuchen unter möglichst sauberen Bedingungen bewußt ausgeschaltet sind.

**Eucken:** Ich möchte noch bemerken, daß die an der Wand reflektierte Welle nicht unbedingt gegen die Annahme einer Detonation spricht. Es ist dies jene Druckwelle, von der Herr Schmidt vorhin sprach und die bei der Reflexionsstelle an der Wand eine Zündung bewirkt. Sie braucht nicht unbedingt von der Flamme her zu kommen, sie kann auch von einer anderen Stelle herkommen.

**Jost:** Dazu möchte ich sagen, daß ich das nicht als Kriterium dagegen aufgefaßt habe. Als Kriterium dagegen fasse ich auf das Fehlen einer rückläufigen Welle, die gleichzeitig mit der Detonation entsteht.

**Eucken:** Dazu möchte ich bemerken, daß die Flamme nicht sehr scharf ist. Sie haben in Ihrem Vortrag erwähnt, daß dort alles durcheinandergewirbelt wird. Infolgedessen wird sich eine ganze Anzahl reflektierter Wellen ausbreiten, die einzeln verhältnismäßig schwach sind. Da sie sich nicht genau überlagern, wird dann das ganze Bild verwaschen, d. h. insgesamt ist überhaupt keine reflektierte Welle deutlich erkennbar.

Auch dieses Argument scheint mir also nicht entscheidend gegen die Möglichkeit einer Detonationswelle zu sprechen. Andererseits möchte ich ausdrücklich betonen, daß für mich vorläufig kein Anlaß besteht, nachdrücklich für das Vorhandensein einer wirklichen Detonationswelle einzutreten. Der Punkt ist aber auf alle Fälle so wichtig, daß seine Klärung unbedingt angestrebt werden muß und daß es sich daher lohnt, ihn hier in der Diskussion etwas eingehender zu behandeln.

02454

Ansprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

**Jost:** Nach den bisher vorliegenden Versuchen scheint mir — wenn wir die von Sokolik und Voigov außer acht lassen —, daß gegen die Detonation spricht:

1. man hat nie eine Geschwindigkeit beobachtet, die gleich der Detonationsgeschwindigkeit ist; sie müßte mindestens 2000 m/s sein. Wir kommen normalerweise höchstens bis auf 1000 m/s, und

2. ist diese rückläufige Welle nie eindeutig beobachtet worden, jedenfalls ist keine eindeutige Beobachtung zugunsten einer Detonation vorhanden.

Wir können natürlich nicht mit 100% Sicherheit behaupten, es ist keine Detonation. Dazu müßte man weitere Versuche machen. Das wäre an sich mit unserer Apparatur möglich.

Ich könnte mir denken, daß man bei ganz extremem Klopfen am ehesten eine Detonation hätte. Ich kann folgende Beobachtung anführen: Wenn wir Selbstzündungsversuche machen, so beobachten wir, je kürzer die Zündverzögerungen werden, ein immer gleichmäßigeres Abbrennen des ganzen Gemisches mit immer größerer Flammenintensität und kürzerer Nachleuchtdauer. Das ist vielleicht ein Anzeichen dafür, daß unter ganz extremen Bedingungen noch etwas anderes geschieht. Das würde aber dann heißen (was ich aber völlig offen lassen möchte): Es ist denkbar, daß unter extremen Bedingungen etwas wie eine wirkliche Detonation auftritt; was man normalerweise beobachtet, ist aber keine Detonation.

Ich möchte also nicht etwa 100% widersprechen, sondern nur sagen: Bisher liegt, ausgenommen vielleicht in Sonderfällen, kein zwingender Grund vor, eine Detonation anzunehmen.

**Eucken:** Das positive Ergebnis der Unterhaltung besteht sicherlich darin, daß wir alle uns freuen würden, wenn Herr Jost mit der schönen Apparatur die Sache doch noch einmal nachprüfte. Es würde sich sehr lohnen. Jedenfalls wäre es doch für uns ein ganz entscheidender Versuch. Denn, wie ich schon in meinem Vortrag sagte, ist es, um an die Erklärung der Klopferscheinung heranzukommen, für die zu verwendenden Arbeitshypothesen von entscheidender Bedeutung, ob es sich um eine Raumexplosion handelt oder nicht. Wir müßten uns gegebenenfalls fragen: Welche Bedingungen müßten vorhanden sein, damit die Verbrennung umschlägt in eine Detonation. Vorläufig bin ich, wie dies ja auch mein Bericht zeigt, durchaus geneigt zu glauben, daß Ihre Auffassung und die von Herrn Ernst Schmidt im Prinzip die richtige ist, aber wir brauchen unbedingt als festes Fundament noch eine weitere Nachprüfung.

**Mache:** Ich möchte ein paar Worte zum vierten Teil des Berichtes von Herrn Jost sprechen, der sich mit dem physikalischen Mechanismus der Flammenfortpflanzung beschäftigt. Herr Jost kommt zu dem Schluß, daß hierbei die Diffusion mindestens ebenso wichtig ist wie die Wärmeleitung, und es wäre möglich, daß das mißverstanden wird.

Gewiß ist die Diffusion bei hohen Temperaturen ein sehr lebhafter Vorgang. Wenn man z. B. in die Flamme des Bunsenbrenners eine Kochsalzperle hält, bildet sich um die Perle als Brennpunkt ein gelbleuchtendes Rotationsparaboloid mit scharfer Begrenzung. Unter der Perle sind also die Natriumatome sogar imstande, gegen die volle Gasströmung zu diffundieren. Infolge des hohen Konzentrationsgefälles und der hohen Temperatur ist dort die Diffusionsgeschwindigkeit größer als die Strömungsgeschwindigkeit des Gases.



1930

C2455

Ausprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

Aber in der Brennfäche, oder besser gesagt Brennschicht einer Flamme liegen die Verhältnisse anders; da stößt das hochtemperierte Flammengas an das niedrigtemperierte Frischgas, und wenn ein Molekül, z. B. ein Wasserdampfmolekül von hoher Temperatur, aus dem Flammengas durch die Brennfäche in das noch unverbrannte Gasgemisch eindringen will, so wird ihm auf dem Wege dahin die Geschwindigkeit durch einige Zusammenstöße genommen.

Mit anderen Worten: die Brennfäche ist eine Stelle, an der die Kontinuität sowohl des Temperatur- wie auch des Konzentrationsgefälles nur innerhalb der Dimension einiger Weglängen erhalten bleibt. Wohl sind für den Wärmedurchgang durch die Brennfäche selbst Wärmeleitung und Diffusion maßgebend — da stimme ich mit Herrn Jost durchaus überein. Es ist somit auch die Verbrennungsgeschwindigkeit durch die Diffusionsvorgänge in der Brennfäche wesentlich mitbestimmt. Aber für die Weiterleitung der Verbrennung in das unverbrannte Gemisch ist dann doch nur die Wärmeleitung verantwortlich, und man kann an der alten Definition von Le Chatelier festhalten: Es ist die Verbrennungsgeschwindigkeit diejenige Geschwindigkeit, mit der sich das unverbrannte Gemisch gegen die Brennfäche bewegen muß, damit es durch Wärmeleitung aus der Brennfäche her erhitzt in ihr mit Entzündungstemperatur eintrifft — wobei die Entzündungstemperatur die durch die gegebenen Verhältnisse bestimmte ist. Es gilt für diesen Vorgang die Gleichung der Differentialgleichungen der Körper. Aber auf die Brennfäche selbst lassen sich die Differentialgleichungen der Wärmeleitung und der Diffusion nicht anwenden; da sind nur gaskinetische Betrachtungen am Platze.

**Jost:** Es gibt direkte Versuche, nach denen sich die Brenngeschwindigkeit nicht so ändert wie die Wärmeleitfähigkeit, bzw. wie die Wurzel aus der Wärmeleitfähigkeit (wenn man auf die üblichen Gleichungen eingeht), woraus man unmittelbar schließen kann, daß nicht der Wärmeübergang das ausschließlich Maßgebende ist. Dann kann man theoretisch ganz allgemein zeigen, daß die mittlere Diffusionsgeschwindigkeit in dem Gas und die Wärmeleitfähigkeit ja eng gekoppelte Vorgänge sind und beide in gleichem Umfang maßgebend sein müssen.

Weiter stimme ich natürlich mit Herrn Mache überein, daß der Wärmetransport im wesentlichen durch die Wärmeleitung kommt. Der Wärmetransport ist nicht das einzige, was für die Fortpflanzung der Entzündung maßgebend ist. Wenn man z. B. heißes Gas hat und in Berührung damit das kalte, so besteht für die Ausgangsprodukte ein starkes Konzentrationsgefälle von dem Frischgas in das verbrannte, und unter der Wirkung dieses Konzentrationsgefälles wird das Frischgas mit erheblicher Geschwindigkeit in die heißen verbrannten Gase hineindiffundieren und dort außerordentlich schnell abreagieren. Dieser Vorgang allein, wenn man alle diese Dinge wie die Wärmeleitung usw. vernachlässigen würde, würde schon für eine Brenngeschwindigkeit von der Größenordnung, wie man sie normalerweise beobachtet, eine Erklärung liefern können.

Darüber hinaus kommt aber noch folgendes hinzu: z. B. hat man in Flammen von Wasserstoff bestimmt Wasserstoffatome in erheblicher Konzentration. Die Diffusionsgeschwindigkeit der Wasserstoffatome ist extrem groß, viel größer, als der mittlere Diffusionskoeffizient für das gesamte Gemisch ist. Die Wärmeleitfähigkeit ist ja zu vergleichen mit dem mittleren Diffusionskoeffizienten für das gesamte Gemisch. Man hat dadurch den Effekt der Wärmeleitung in dissoziierenden Gemischen, daß die energiereichen Wasserstoffatome in das kalte Gemisch hineindiffundieren und ihre



Reaktionswärme mitnehmen. Man hat aber außerdem noch einen Transport von aktiven Teilchen in das kalte Gemisch. Und zwar kann man so überlegen: Wenn der Transport an Energie von diesen aktiven Teilchen nur von der gleichen Größenordnung wäre wie die Wärmeleitung, dann müßte trotzdem ihre Wirkung auf die Flammenfortpflanzung viel größer sein. Denn als Aktivierungsenergie für die Reaktion kommt ja von der mittleren thermischen Energie immer nur ein kleiner Bruchteil in Frage, nur die Moleküle mit einer Energie oberhalb einer ziemlich hochgelegenen Grenze sind reaktionsfähig. Die Energie, die von den Wasserstoffatomen mitgeführt wird, ist aber sozusagen in ihrem Gesamtbetrag als Aktivierungsenergie vorhanden.

**Eucken:** Ich möchte nur ganz kurz bemerken, daß mir eigentlich die Ausführungen in dem Referat von Herrn Jost durchaus überzeugend erscheinen, und auch von anderen Herren scheint diese Auffassung geteilt zu werden.

**Schnauffer:** Bei den bisherigen Ausführungen ist festgestellt worden, daß es sowohl eine detonierende Verbrennung gibt als auch eine Selbstzündungs-Verbrennung, daß aber niemals klar umrissen wurde, unter welchen Bedingungen diese beiden Arten von Verbrennungen auftreten können. Wenn Sie die Literatur daraufhin nachsehen, werden Sie finden, daß alle Forscher, denen es gelungen ist, eine detonierende Verbrennung darzustellen, entweder mit Rohren gearbeitet haben oder mit Gefäßen, die in ihrer Gestaltung wesentlich anders waren als ein Motorenzylinder; daraus geht hervor, daß man, um eine detonierende Verbrennung zu erhalten, eine gewisse Größe des Verbrennungsraumes, d. h. aber eine gewisse Anlaufstrecke braucht, damit sich die Detonationswelle ausbilden kann.

Ich selber bin der detonierenden Verbrennung, da ich sie bei meinen Klopfversuchen nie verwirklichen konnte, auch einmal nähertreten und habe durch meinen Mitarbeiter in der DVL Herrn Cherlinsky entsprechende Versuche durchführen lassen. Es zeigte sich auch bei diesen Versuchen, daß mindestens  $1\frac{1}{2}$  bis 2 m Anlaufstrecke notwendig war, um eine detonierende Verbrennung hervorzurufen. Wir sind sogar noch weitergegangen und haben extra ein Gerät entwickelt, das DVL-Kurzzeitmeßgerät<sup>1)</sup>, das gestattet, so raschverlaufende Verbrennungsvorgänge einwandfrei aufzunehmen. Während wir im Rohr dauernd detonierende Verbrennung mit den entsprechenden Geschwindigkeiten hatten, war es in Motoren auch größter Abmessung nie möglich, größere Geschwindigkeiten als 300 m/s zu ermitteln. Das bedeutet aber, daß in einem Motorenzylinder für die Verbrennung noch nicht einmal die Schallgeschwindigkeit erreicht wird, viel weniger eine Detonationsgeschwindigkeit.

Wenn man als Motorenbauer an diese Fragen herangeht und nicht als Physiker, dann scheint dieses Ergebnis auch ganz selbstverständlich. Man braucht eben für eine detonierende Verbrennung eine gewisse Anlaufstrecke, die seitens des Motorenbauers in keinem Falle zur Verfügung gestellt werden kann. Letzte Zweifel hat übrigens Weinhart<sup>2)</sup> durch seine Messung des zeitlichen Verlaufes des Ionisationsstromes bei detonierender und nichtdetonierender Verbrennung restlos beseitigt. Entgegenstehende Messungen an Motoren lassen sich, wie Broeze<sup>3)</sup> gezeigt hat, unschwer als falsch erklären.

<sup>1)</sup> K. Schnauffer: Engine Cylinder Flame Propagation Studied by New Methods, SAE Journal 1934, Seite 17.

<sup>2)</sup> H. Weinhart: Das Klopfen im Otto-Motor, Luftfahrtforschung 1939, Seite 74.

<sup>3)</sup> Broeze, van Driel u. Peletier: Vergl. S. 197 ff.

02457

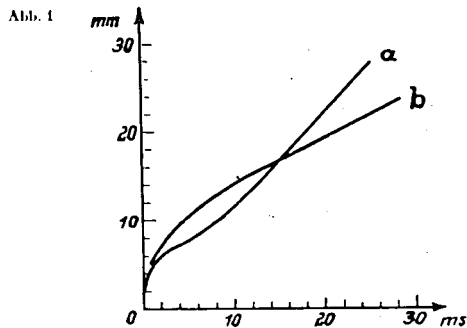
Ausprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

**Eucken:** Es ist nun noch die Auffassung möglich, daß es sich beim Klopfen zwar nicht um eine wirkliche Detonation handelt, sondern um das von mir bereits erwähnte Übergangsstadium zwischen Verbrennung und Detonation; man könnte dann von einer noch nicht vollentwickelten Detonation sprechen. In diesem Falle wäre auch das Nichtauftreten der Rückstoßwelle wohl verständlich, da diese nur unter extremen Verhältnissen bei einer sofort einsetzenden Detonation auftreten wird, was im Motor im allgemeinen nicht der Fall ist.

**Jost:** Die Rückstoßwelle hat man immer. Zur Frage, ob das Klopfen sich an oder vor der Flammenfront entwickelt: Es gibt beides. Das ist aber kein Gegensatz zur Detonation. Es gibt Aufnahmen von Bone, bei denen die Detonation im detonierenden Gemisch im zylindrischen Rohr bis zu  $6\frac{1}{2}$  cm vor der Flammenfront einsetzt. Das sind Dimensionen, wie sie größer auch im Motor nicht zur Verfügung stehen. Also kann man auch an diesem Punkte keinen grundsätzlichen Unterschied feststellen.

**Lindner:** Zur Frage des Einflusses der Diffusion auf die Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Flamme in einem brennbaren Gasmisch möchte ich folgendes bemerken. Die Diffusionsgeschwindigkeiten liegen hier so niedrig, daß ein Einfluß bei größeren Brenngeschwindigkeiten nicht feststellbar ist. Dagegen gewinnt der Diffusionsvorgang Bedeutung in der Nähe der Zündgrenzen, wo wir es mit sehr geringen Fortpflanzungsgeschwindigkeiten von weniger als 1 m/s zu tun haben.

Die Untersuchung der Flammenbewegung in der Nähe des Zündfunken, wie ich sie mit Hilfe von Funkenaufnahmen nach dem Schlierenverfahren durchführte, ermöglicht hier einen guten Einblick. Trägt man die Flammenwege ausgehend vom Zündfunken über der Zeit auf, so erhält man für Benzol-Luftgemische etwa folgendes Bild (Abbildung 1). Die Kurve a gilt für die untere Zündgrenze, Kurve b für die obere Grenze,



02458

Ausprache zum Vortrag von Herrn W. Jost

d. h. Luftmangel. In unmittelbarer Nähe der Zündstelle wird die Flammenfront durch die thermischen oder auch elektrischen Einwirkungen (Ionisation) des Zündfunken stark beschleunigt. An der unteren Zündgrenze (Kurve a) tritt unmittelbar nach der Zündung eine starke Verzögerung der Flammenfront ein, während an der oberen Grenze ein stetiger Übergang in die konstante Fortpflanzungsgeschwindigkeit, die den weiteren Verlauf kennzeichnet, erfolgt. Diese Verzögerung an der unteren Grenze kann nur mit den geringen Diffusionsgeschwindigkeiten der hier in zu geringer Zahl vorhandenen großen Benzolmoleküle erklärt werden, denn diese müssen erst Zeit finden, in die durch den Zündfunken umgesetzte heiße Gasblase hineinzudiffundieren, um ein zündfähiges Gemisch zu erhalten und damit die weitere Flammenfortpflanzung sicherzustellen.

Bei Wasserstoff-Luftgemischen liegen die Verhältnisse gerade umgekehrt. Die Verzögerung (Kurve a) wird an der oberen Zündgrenze, also bei Luftmangel, festgestellt, denn hier ist das Sauerstoffmolekül der Luft gegenüber dem Wasserstoff das größere Molekül, dem die kleinere Diffusionsgeschwindigkeit zukommt. Je höher man die Anfangsdrücke bei der Zündung wählt, desto deutlicher tritt die Verzögerung in Erscheinung. Diese Tatsache spricht für die Deutung mit Hilfe des Diffusionsvorganges, denn die Diffusionskonstante nimmt umgekehrt proportional mit dem Druck ab.

**Jost:** Es handelt sich dabei eigentlich nicht um meine Auffassung, sondern um die von Clusius; das wollte ich erwähnen. Er hat ja die unteren Zündgrenzen von Wasserstoff und Deuterium bestimmt und hat gezeigt, daß die verschiedene Diffusionsgeschwindigkeit von  $H_2$  und  $D_2$  für die Lage dieser Grenze maßgebend ist. Besonders bei Zündungen am unteren Ende eines vertikalen Rohres liegt die Grenze für Wasserstoff viel tiefer als für Deuterium, und das kommt von dem Hereindiffundieren des in der Brennzzone im Mangel vorhandenen Wasserstoffes von außen in den aufsteigenden, glühenden Gasballen. Das ist die Erklärung, die Clusius gegeben hat.

**Eucken:** Soweit ich mich erinnere, handelt es sich hier doch um sogenannte kalte Flammen.

**Jost:** Ja, aber das war bei Wasserstoff, da ist der Typ kalter Flammen wie bei K. W.-Stoffverbrennungen nicht beobachtet worden. Es schließt sich wohl den Feststellungen von Herrn Lindner an, die zeigen, daß es Gasdiffusionserscheinungen sind. Man rechnet im Grunde mit Wärmeleitung plus Diffusion; nur ist auf eine etwas willkürliche Weise die Wärmeleitung eliminiert, so daß sie nicht explicit erscheint. Implizite ist sie in den Rechnungen enthalten.

H. Dr. Kora zum Kassenbuch 02459

H. Dr. Segemann zum Kassenbuch  
Müllersbach a  
P. H. 20/11

31

B e r e c h n u n g

.....  
einer Anlage für Benzolhydrierung (für 1500 Moto Benzol).  
.....

M e 958a

Leuna Werke, den 22. August 1942.

POOR  
COPY

31

02460

Gu.-

Louna Werke, den 22.8.1942. Pa.-

Bisheriger Stand der Arbeiten

für die zu erstehende Benzolhydrierung in Me 958a.

Angefertigte Zeichnungen:

Schema	Sk 961942	} Ing. Albrod
Aufstellungsplan	Sk 24842	
Aufstellung des	M 8200-4	} werden im Konstruktions- büro Me 15 gezeichnet.
Trafo		
Ofen		
Regenerator- Einsatz		

Der größte Teil der Apparate wird aus der T 52-Hydrierung übernommen. Die Anlage soll in den Kammern 10 und 11 zu stehen kommen. Kammer 12 bleibt für T 52-Anlage bestehen.

1. Trafo 420 KVA (ca. 330 kW) ist am 15.6.1942 vom Elektrobetrieb bei der Firma Koch und Sterzel, Dresden, bestellt worden (Eisen- und Metallzuteilung noch nicht erfolgt.)

Als elektrische Vorheizser werden 4 Haarnadeln HW 90, l = 8 m, verwendet. Material N 8, dampfverzinkt.

Als Regeneratormantel werden die bereits vorhandenen 500 er Mäntel der T 52-Hydrierung verwendet. Bündel muß neu hergestellt werden. Bündelmaterial N 5, dampfverzinkt.

POOR  
COPY

31



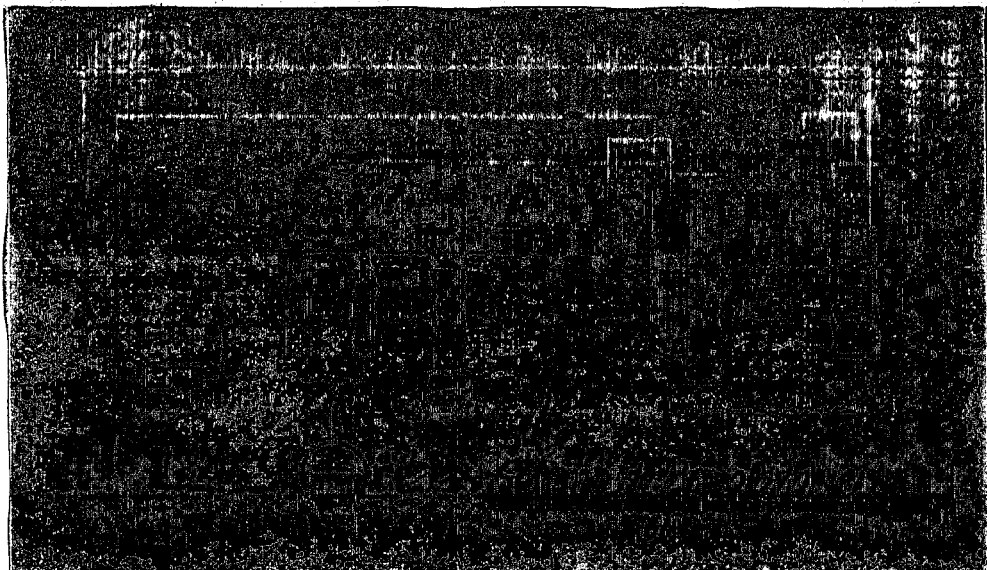
02461

GH.

Lenna Werke, den 22.8.1942. Pa.

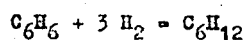
B e r e c h n u n g

einer Anlage für Benzolhydrierung (für 500 Moto Benzol).



Die Aufgaben des Kreislaufwasserstoffes sollen sein :

1. Das Benzol soll hydriert werden



2. Der Partialdruck des Benzols (bzw. Cyclo-Hexans) soll soweit herabgesetzt werden, daß sämtliches Benzol im Ofen (bei 360° C) verdampft.
3. Da die Reaktion im Ofen stark exotherm ist, soll der Kreislaufwasserstoff die Temperaturregelung übernehmen.

POOR

copy

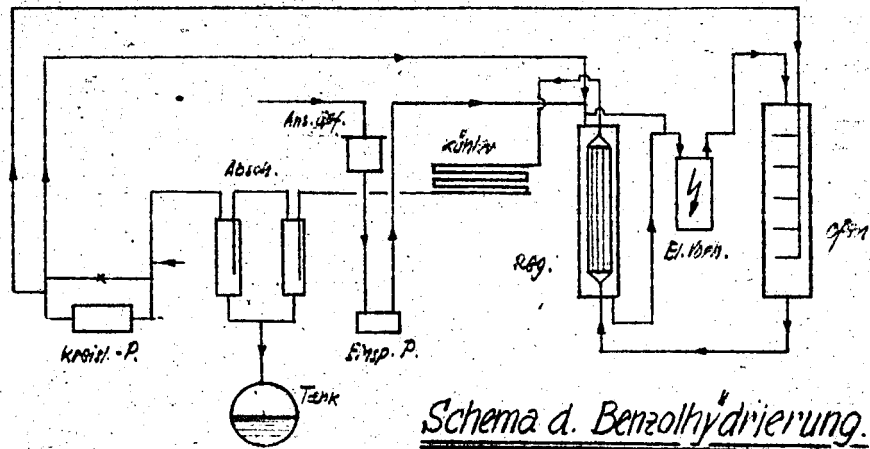
31

02461

Leuna Werke, Mer. 07.06.1942. Pat.

Beschreibung

zur Darstellung von Benzolwasserstoff (für 1500 Liter Benzol)



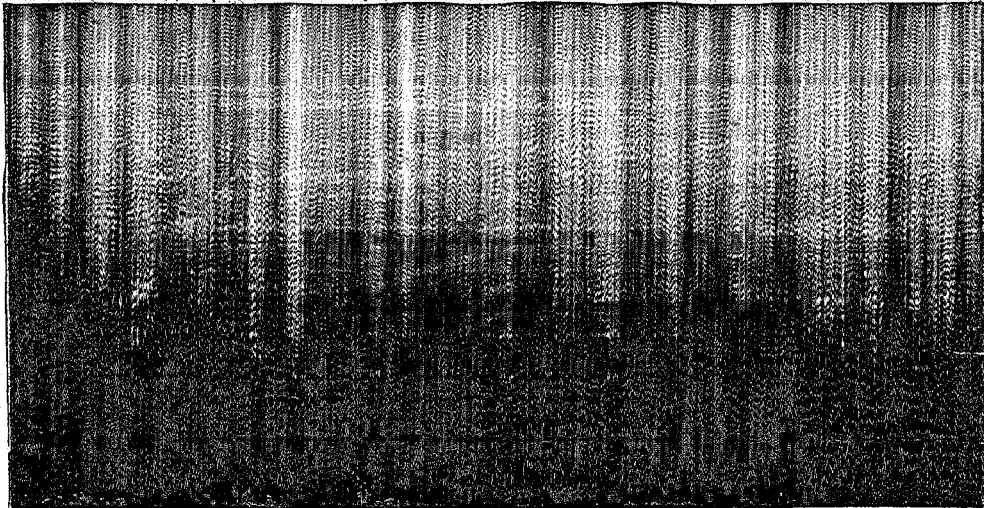
Schema d. Benzolhydrierung.

Bild 1

POOR  
COPY

31

02462



1. Nach der Gleichung  $\text{C}_6\text{H}_6 + 3 \text{H}_2 = \text{C}_6\text{H}_{12}$  braucht man für die Hydrierung von 1 m<sup>3</sup>  $\text{C}_6\text{H}_6$  3 m<sup>3</sup>  $\text{H}_2$ .

1 500 Moto Benzol = 2,08 to/h

$$\frac{22,4 \cdot 2080}{78} = 600 \text{ Nm}^3/\text{h}$$

Zur Hydrierung sind also  $3 \times 600 = 1800 \text{ Nm}^3/\text{h}$   $\text{H}_2$  notwendig.

2. Es ist die verdampfte  $\text{C}_6\text{H}_{12}$ -Menge bei  $t^\circ$ :  $C = \frac{M \cdot 1000 \cdot P}{22,4 (P - p)}$

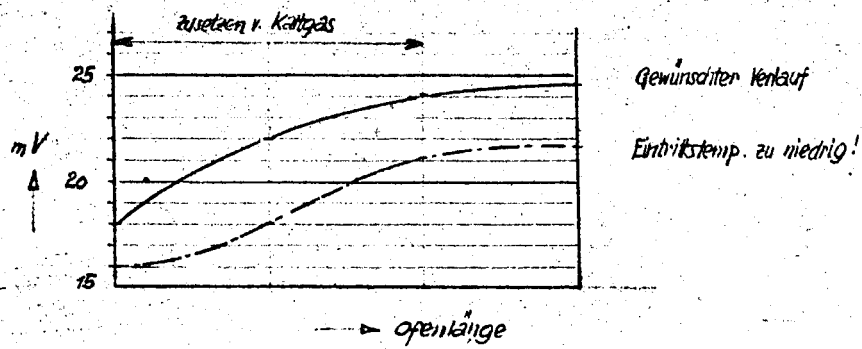
bei  $t = 360^\circ$  ist  $p = 102 \text{ ata}$ .

$$C = \frac{78 \cdot 1000 \cdot 102}{22,4 (200 - 102)} = 3630 \text{ g C}_6\text{H}_6/\text{Nm}^3 \text{ H}_2$$

$$3630 = \frac{2080 \cdot 10^3}{x} ; x = 575 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2$$



Temperaturverlauf im Ofen Bild 2



1. Nach der Gleichung  $C_6H_6 + 3 H_2 = C_6H_{12}$  braucht man für die Hydrierung von 1 m<sup>3</sup>  $C_6H_6$  3 m<sup>3</sup>  $H_2$ .

$$1.500 \text{ Liter Benzol} = 1.500 \cdot 0,68 \text{ kg/l} = 1020 \text{ kg}$$

$$\frac{1020}{79} = 12,91 \text{ m}^3$$

Zur Hydrierung sind also 3 = 38,73 m<sup>3</sup>  $H_2$  notwendig.

2. Bei der Heizwertempite  $C_6H_{12}$ -Menge bei 300°C:  $\frac{1020 \cdot 1,29}{79} = 16,38 \text{ m}^3$

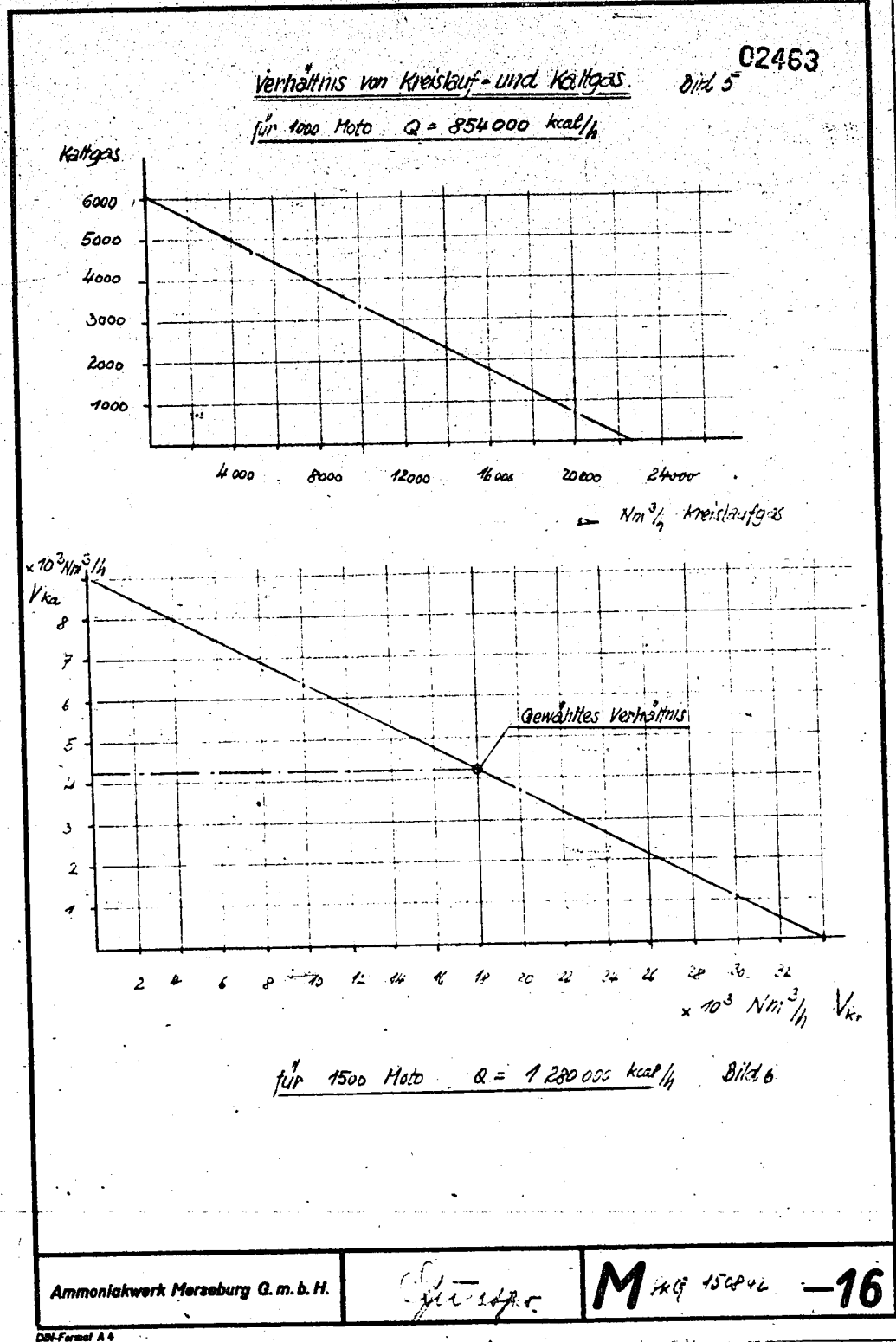
bei 3 = 300°C ist  $p = 101 \text{ bar}$ .

$$c = \frac{79 \cdot 1000 \cdot 10^3}{79,4 \cdot (200 - 100)} = 9.930 \text{ g } C_6H_{12} / \text{Nm}^3 H_2$$

$$16,38 \cdot 9,930 = 162,6 \text{ kg } C_6H_{12}$$

POOR COPY

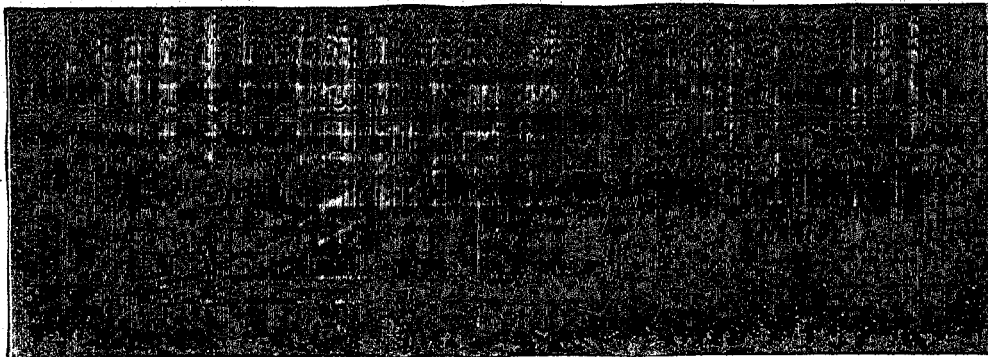
31



Ammoniakwerk Merseburg G. m. b. H. M 1500 v2 -16

POOR COPY 31





Da aber noch 1 800 Nm<sup>3</sup> H<sub>2</sub> verbraucht werden, ist die mindest aufzubringende H<sub>2</sub>-Menge damit Bedingung 1 und 2 erfüllt werden kann,

$$2375 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h} + 50 = 100 \text{ ; Sicherheit}$$

$$\text{ca. } 4000 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h}$$

3. Reaktionswärme im Ofen 48 kcal/Mol C<sub>6</sub>H<sub>6</sub> = 615 kcal/kg

Demnach die sich bildende Wärme:

$$2080 \times 615 = 1\,280\,000 \text{ kcal/h}$$

Um nur eine Temperaturerhöhung von 360 auf 480° C zuzulassen, müssen (ohne Kaltgaszusatz und Wärmeverluste)

$$\frac{1\,280\,000}{0,315 \cdot 120} = 33\,900 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h}$$

umgewälzt werden.

Durch Hinzugabe von Kaltgas verringert sich diese Menge.

$$1\,280\,000 = Q_1 + Q_2 \quad Q_1 = V_{kr} \cdot 0,315 \cdot (480 - 360)$$

$$Q_2 = V_{ka} \cdot 0,315 \cdot (480 - 30)$$

$$1\,280\,000 = 37,8 V_{kr} + 141,7 V_{ka}$$

$$V_{ka} = 9\,050 - 0,267 V_{kr}$$

$V_{kr}$	33 900	30 000	20 000	10 000	0
$V_{ka}$	0	1 040	3 710	6 380	9 050

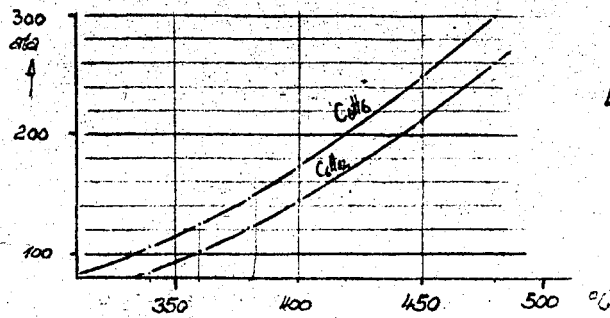
Gewähltes Verhältnis:

$$\frac{V_{kr}}{V_{ka}} = \frac{18\,000 \text{ Nm}^3/\text{h}}{4\,250 \text{ Nm}^3/\text{h}} = 4,24 : 1$$

Die Wasserstoff-Erzielungsmenge ist also durch Bedingung 3 gegeben.

POOR COPY

31



Dampfdruckkurven von  
Benzol  
Cyklo-Hexan  
Bild 3

Es seien noch 1 200 Nm<sup>3</sup> H<sub>2</sub> verbraucht worden, ist die Bilanz aufzu-  
stellen, um zu sehen, ob die Bedingung 1 und 2 erfüllt werden kann,

$$2375 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h} + 90 = 100 \text{ Sicherheit}$$

$$\text{ca. } 4000 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h}$$

5. Reaktionswärme im Ofen 40 kcal/mol C<sub>6</sub>H<sub>6</sub> = 615 kcal/kg

Benutz die sich bildende Wärme:

$$2000 \times 615 = 1\,230\,000 \text{ kcal/h}$$

Es muß eine Temperaturerhöhung von 300 auf 480° C zugelassen werden  
(ohne Folterverluste und Wärmeverluste)

$$\frac{1\,230\,000}{0,315 \times 100} = 38\,900 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{h}$$

angewandt werden.

Durch Einmengen von Luftgas vergrößert sich diese Menge.

$$1\,200\,000 = Q_1 + Q_2 \quad Q_1 = V_{\text{H}_2} \times 0,315 \times (480 - 300)$$

$$Q_2 = V_{\text{Luft}} \times 0,240 \times (480 - 300)$$

$$1\,200\,000 = 37,0 V_{\text{H}_2} + 41,7 V_{\text{Luft}}$$

$$V_{\text{Luft}} = 2\,800 - 0,900 V_{\text{H}_2}$$

V <sub>H<sub>2</sub></sub>	10 000	20 000	30 000	40 000	50 000
V <sub>Luft</sub>	1 800	3 700	5 600	7 500	9 400

5.6. Luftgaszusammensetzung:

$$\frac{V_{\text{Luft}}}{V_{\text{H}_2}} = \frac{18\,000 \text{ Nm}^3/\text{h}}{10\,000 \text{ Nm}^3/\text{h}} = 1,80 = 1$$

Die Luftzusammensetzung muß entsprechend sein, es muß sein:

POOR  
COPY

31

Berechnung des Regenerators.

Partialdruck  $C_6H_6$  :

Es können maximal verdampfen:

$$\frac{2\ 080\ 000}{18\ 000} \text{ g/Nm}^3 \text{ H}_2 = 115,5 \text{ g C}_6\text{H}_6 / \text{Nm}^3 \text{ H}_2$$

dannach

$$115,5 \cdot \frac{78 \cdot 1000 \cdot p}{22,4 (200 - p)} = \frac{78\ 000 p}{4480 - 22,4 p}$$

$$p = 6,43 \text{ ata} \quad \text{dannach } T_s = 428^\circ \text{K}$$
$$t_s = 155^\circ \text{C}$$

Partialdruck  $C_6H_6$  :

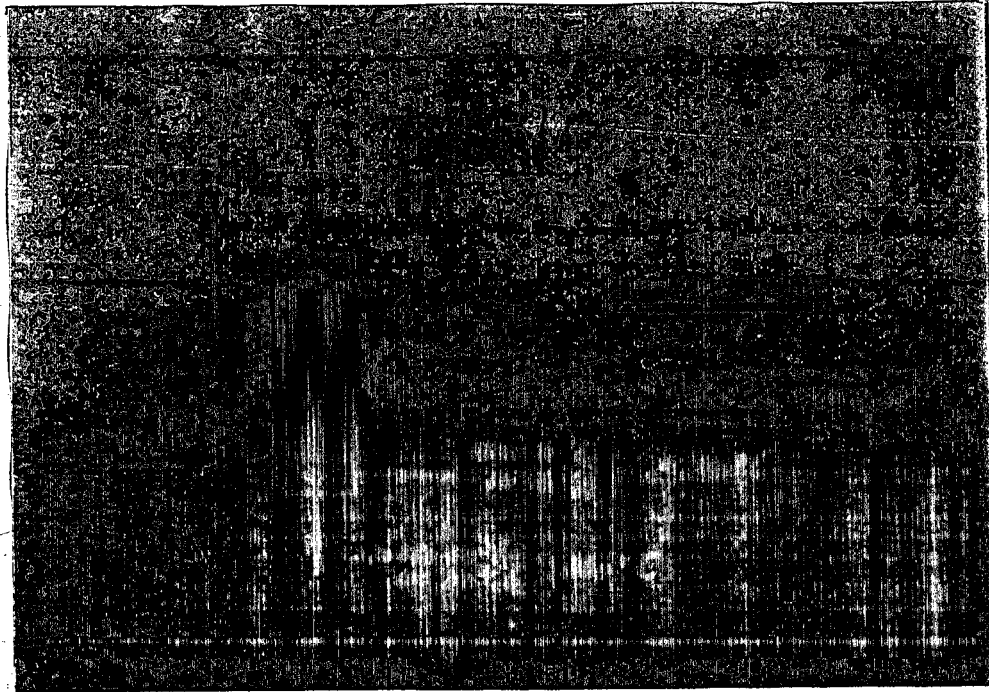
Es können maximal verdampfen:

$$\frac{2\ 250\ 000}{20\ 450} = 110 \text{ g C}_6\text{H}_6 / \text{Nm}^3 \text{ H}_2$$

dannach

$$110 = \frac{84 \cdot 1000 \cdot p}{22,4 (200 - p)} \quad (\text{Druckverlust im Ofen ist dabei nicht berücksichtigt.})$$

$$p = 5,6^\circ \text{ ata} \quad \text{dannach } T_k = 423^\circ \text{K}$$
$$t_k = 150^\circ \text{C}$$



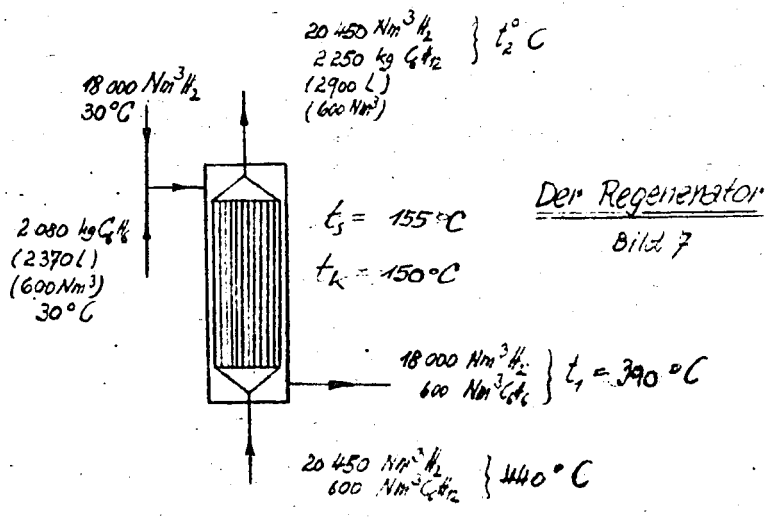
POOR COPY

02465

PROBLEME ZUR VERGASUNG VON KOKS

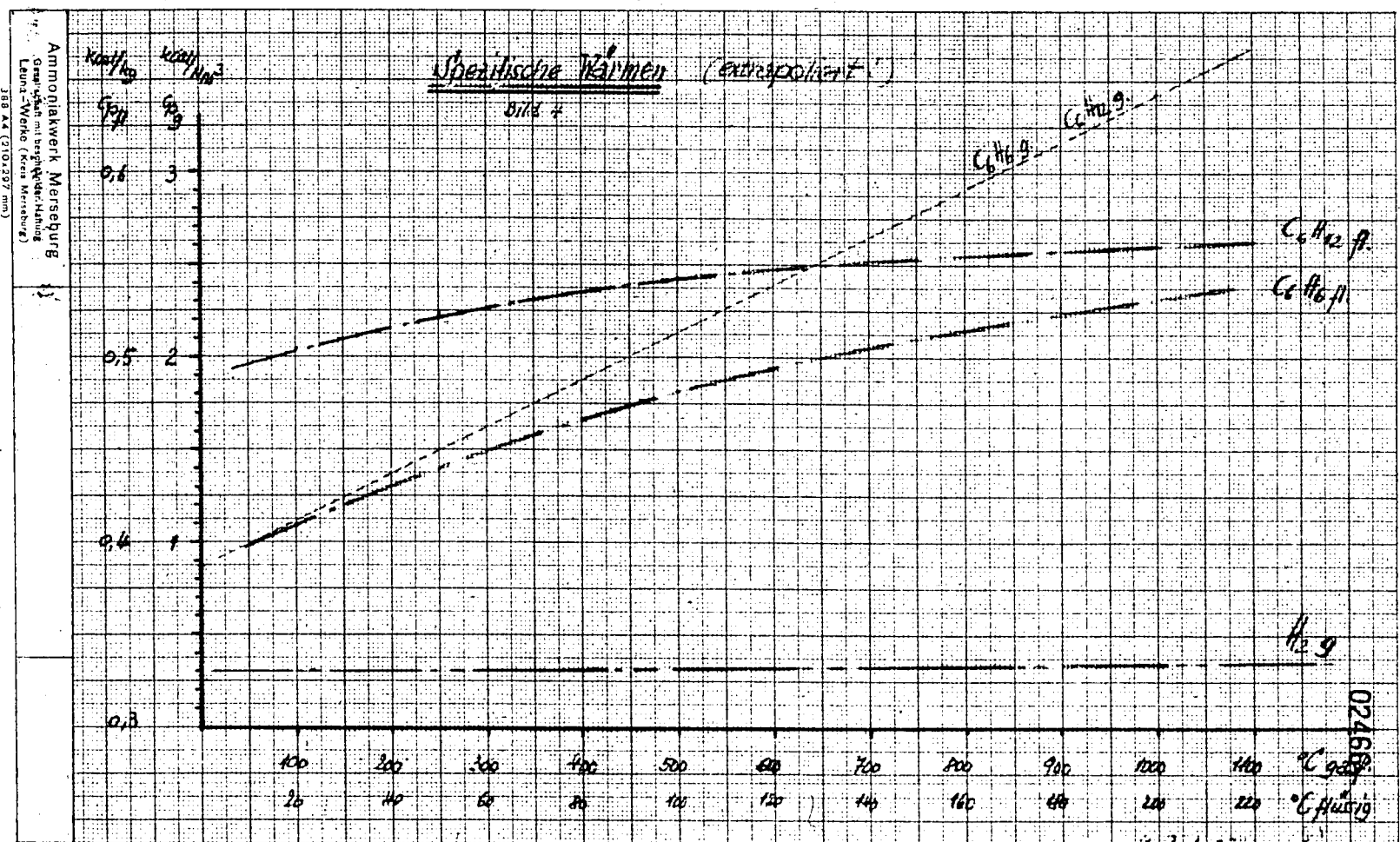
1. Aufgabe  
Die Koksvergasung wird durch die folgende Tabelle beschrieben:  

Gas	Wasserdampf	CO	CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>
Wasserdampf	1000	1000	1000	1000	1000
CO	1000	1000	1000	1000	1000
CO <sub>2</sub>	1000	1000	1000	1000	1000
H <sub>2</sub>	1000	1000	1000	1000	1000
N <sub>2</sub>	1000	1000	1000	1000	1000



POOR  
COPY





POOR  
COPY

31



Verlangt werden für  $t_1 = 390^\circ \text{C}$ . Dabei ist ein Temperaturverlust von An-  
Regenerator bis Eingang Ofen von  $50^\circ \text{C}$  angenommen. Von Ofen-Anfang bis Rege-  
nerator-Eingang ist mit einem Temperaturabfall von  $40^\circ$  gerechnet. (Erfahrungswert)

Es ist demnach die ausstatenscheinige Wärme im Regenerator:

$$Q_I = 18000 \cdot 360 \cdot 0,311 + 2080 \cdot 125 \cdot 0,465 + 2080 \cdot 80 + 600 \cdot 1,57 \cdot 235$$

$$2\ 010\ 000 \quad +\ 121\ 000 \quad +\ 166\ 500 \quad +\ 221\ 000$$

$\text{H}_2$                        $\text{C}_6\text{H}_6$  fl.                       $\text{C}_6\text{H}_6$  verdampfen  $\text{C}_6\text{H}_6$  gasförmig

$$Q_I = 2\ 518\ 500 \text{ kcal/h}$$

Berechnung von  $t_2$  :

$$Q_{II} = 20450 \cdot 0,311 (440 - t_2) + 600 \cdot 1,6 \cdot 290 + 2250 \cdot 75 + 2250 \cdot 0,54 (150 - t_2)$$

$$= 2\ 800\ 000 - 6\ 350 t_2 + 279\ 000 + 169\ 000 + 182\ 000 - 1\ 215 t_2$$

$$Q_{II} = 3\ 430\ 000 - 7\ 565 t_2$$

Da aber  $Q_{II} = Q_I = 2\ 518\ 500$  ist

$$t_2 = 120,5^\circ \text{C}$$

Berechnung von  $F_{\text{erf}}$ .

$$F = \frac{Q}{k \cdot t_m}$$

$$t_m = \frac{\Delta t_1 - \Delta t_2}{\ln \frac{\Delta t_1}{\Delta t_2}} = \frac{90,5 - 50}{4,5 - 3,9} = \frac{40,5}{0,6}$$

$$\Delta t_m = 67,5^\circ \text{C}$$

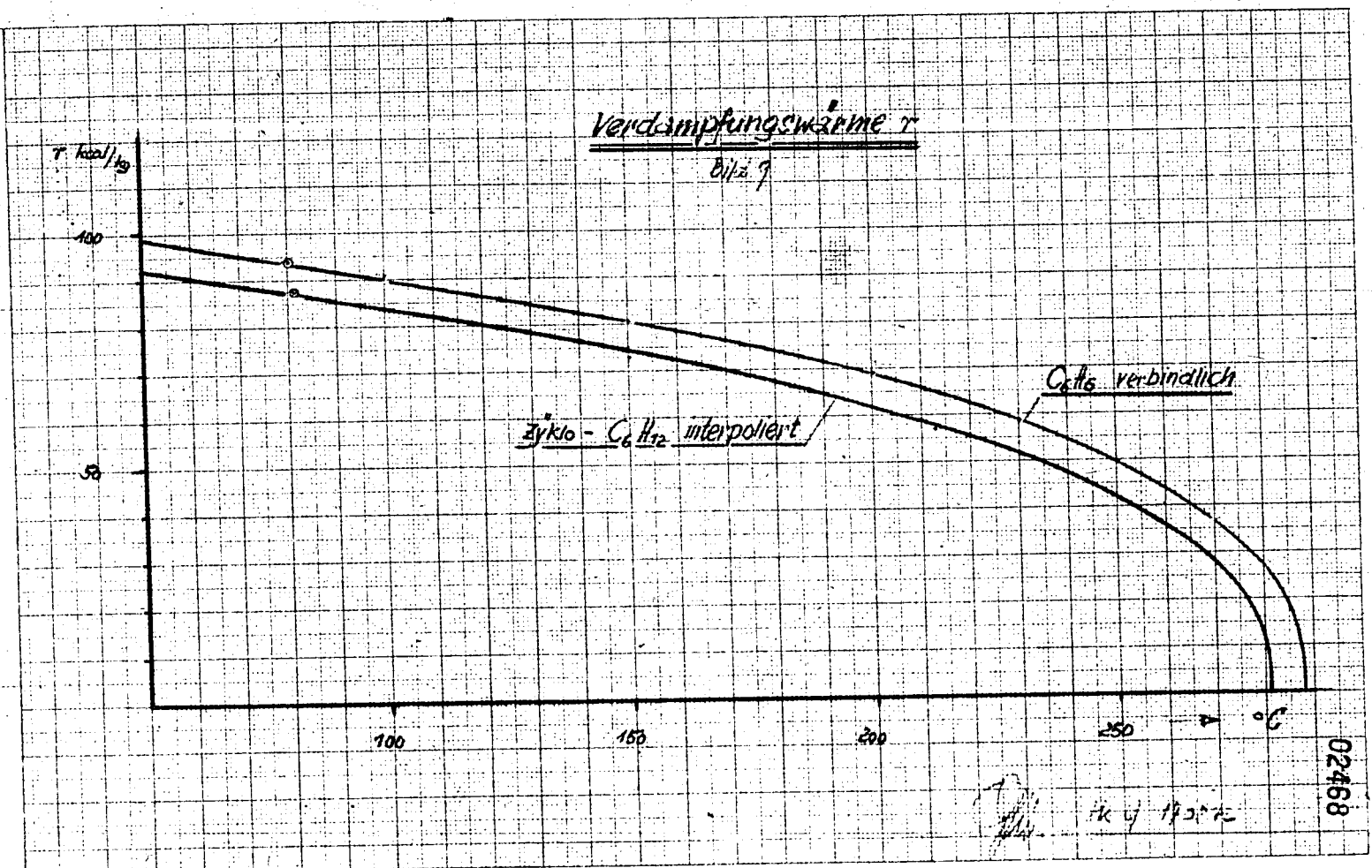
Berechnung von  $k$  :

Die auftretenden Geschwindigkeiten im Regenerator werden in einzelne Teil-  
geschwindigkeiten zerlegt. Je nach Anordnung der Schikannenbleche muß der  
Anteil dieser Teilgeschwindigkeiten geschätzt werden. Das  $CC$  errechnet  
sich dann aus der Summe der prozentmäßigen Anteile der Teil-Wärmeübergangs-  
zahlen. Zugrunde gelegt werden die errechneten Geschwindigkeiten eines aus-  
geführten Regenerators. Die hierbei auftretenden Geschwindigkeiten sind ver-  
hältnismäßig klein, sodaß das errechnete  $k$  ungünstig tief liegt. Da die  
Abstände der Schikannenbleche bei der gewählten Ausführung groß sind, ist  
der Anteil des Längstromes um die Rohre ebenfalls groß (bzw. der Anteil  
des Querstromes klein).

$v_1 = 2,57 \text{ m/sec}$	$\alpha_1 = 1450 \text{ kcal/h } ^\circ\text{C m}^2$	100 %	$\alpha_1 = 1450 \text{ kcal/o}_\text{h m}^2$
$v_{a1} = 0,303$	$\alpha_{a1} = 6674$	70 %	$\alpha_{a1} = 471$
$v_{a2} = 0,586$	$\alpha_{a2} = 825$	20 %	$\alpha_{a2} = 165$
$v_{a3} = 2,89$	$\alpha_{a3} = 1690$	10 %	$\alpha_{a3} = 169$

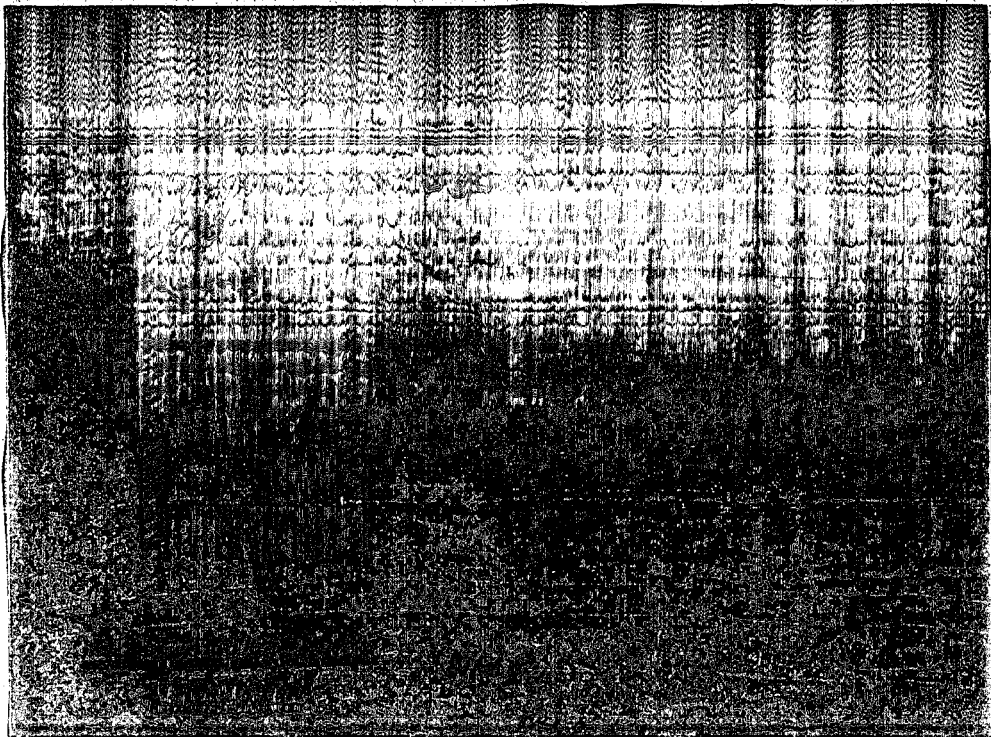
DOOR  
BODY

21. Aug. 1937  
Ammoniakwerk Mersburg  
Gesellschaft für Kälte- und Kälteanlagenbau  
Langen-Meer (Kreis Kyffhäuser)  
F. 1000 21 (210/257 1000)



POOR  
COPY

31



$$\alpha_1 = 1450 \text{ kcal/}^\circ\text{C h m}^2 \quad \alpha_a = 805 \text{ kcal/h }^\circ\text{C m}^2$$

$$k = 517 \text{ kcal/m}^2 \text{ }^\circ\text{C h}$$

Dennach

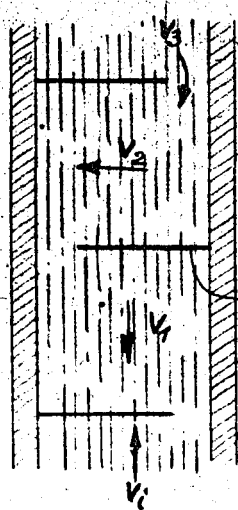
$$\text{Perf.} = \frac{2\,518\,000}{517 \cdot 67,5} = 72,1 \text{ m}^2$$

$$\text{Perf ca. } 75 \text{ m}^2$$

2 Da die Möglichkeit besteht, daß bei einem größeren k das aufgewärmte Produkt den Regenerator mit zu hoher Temperatur verläßt (Ofeneintrittstemperatur darf nicht über 360 °C sein), ist ein Umgang notwendig, mit dem die Ofeneintrittstemperatur geregelt werden kann.

*Wird notwendig  
in*





- $v_1$  Geschw. in den Rohren
- $v_2$  Längsstrom um die Rohre
- $v_3$  Quenstrom um die Rohre
- $v_4$  teilweisen Längsstrom um die Rohre

Schikanenbleche

Teilgeschwindigkeiten im Regenerator:

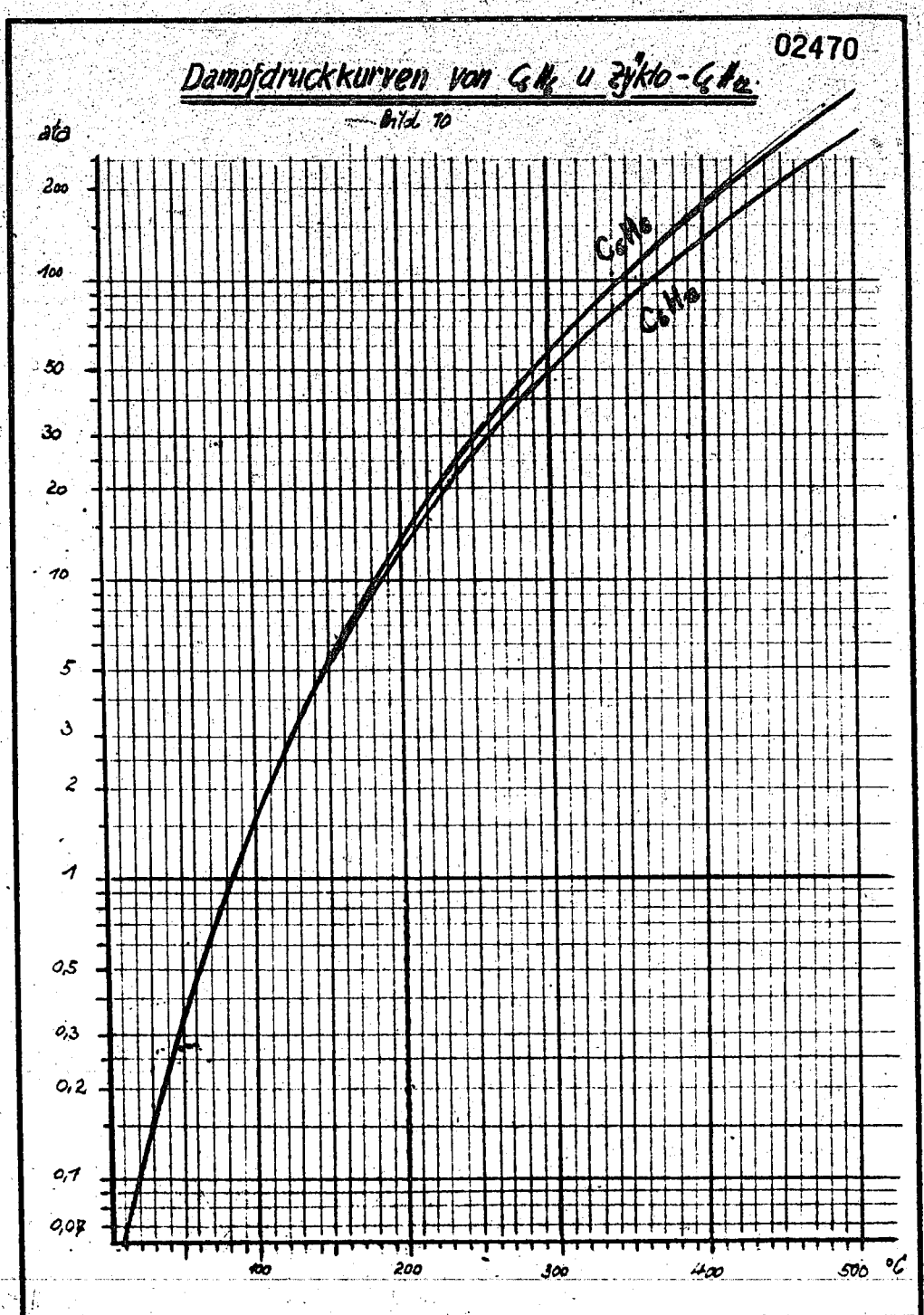
Bild 6

$v_1 = \frac{Q}{F \cdot n}$   
 $v_2 = \frac{Q}{F \cdot n}$   
 $v_3 = \frac{Q}{F \cdot n}$   
 $v_4 = \frac{Q}{F \cdot n}$

Bei einer Temperaturerhöhung von 100°C (von 200°C auf 300°C) ist ein Umgang (einmal durch den Regenerator) für 1 kg Luft bei 100°C (100°C) erforderlich.

Wärme...

POOR COPY 31



Ammoniakwerk Merseburg G. m. b. H.

*Handwritten signature*

**M** 129 100242 -16

DM-Format A 4

POOR  
COPY

31



Der Ofen.



Bei einer Kontaktbelastung von 0,5 l Benzol/l Kontakt sind bei 1500 Koto

$$\frac{1 \cdot 1500}{0,5 \cdot 720 \cdot 0,879} = 4,74 \text{ m}^3$$

Kontakttraum erforderlich.

Einem Kontakttraum entspricht ungefähr einen 800 er Mantel mit 50 mm Innenisolation und 12 m Länge. Die Kontaktbelastung kann höchstwahrscheinlich gesteigert werden.

Ohne Kaltgaszugabe würde bei gleichbleibendem Kreislaufgasvolumen von 18 000 Nm<sup>3</sup>/h die Ofenendtemperatur stark ansteigen (Strahlungsverlust ist mit  $t = 5 \cdot 40 \cdot 50 = 35\ 000 \text{ kcal/h}$  angenommen).

Mit Kaltgaszugabe:

$$1\ 280\ 000 + 18\ 000 \cdot 360 \cdot 0,315 + 600 \cdot 1,4 \cdot 360 + 4250 \cdot 0,311 \cdot 30 = 35\ 000 + 20\ 450 t_2 \cdot 0,317 + 600 \cdot 1,50 t_2$$

$$t_2 = 483^\circ \text{C} //$$

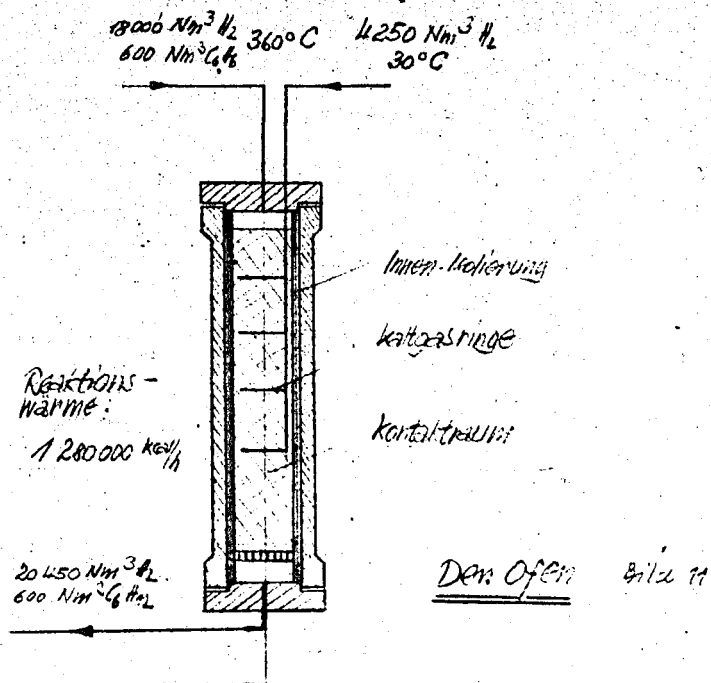
Ohne Kaltgaszugabe:

$$1\ 280\ 000 + 18\ 000 \cdot 360 \cdot 0,315 + 600 \cdot 1,4 \cdot 360 = 35\ 000 + 16\ 200 t_2 \cdot 0,317 + 600 \cdot 1,5 t_2$$

POOR COPY

31

02471



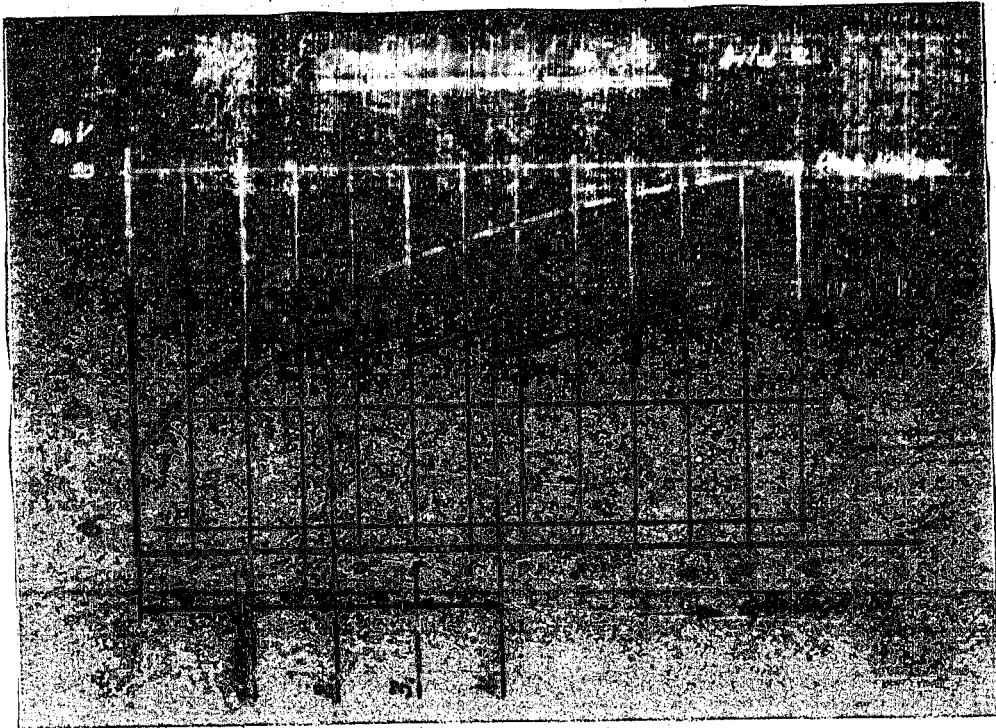
162

POOR  
COPY

31

$$1\ 280\ 000 + 2\ 040\ 000 + 302\ 000 + 35\ 000 + 5130\ t_2 + 900\ t_2$$

$$t_2 = 595^\circ\text{C}$$



Bei vier Kaltgasringen bewirkt also jeder Ring einen Temperatureprung von ca. 25° C.

Der K hler.

Bei den in der Skizze angenommenen Temperaturen ergibt sich:

$$F_{\text{erf.}} = \frac{Q}{k \cdot t_m}$$

$$Q = 20\ 450 \cdot 0,311 \cdot 80 + 2250 \cdot 0,5 \cdot 80 = 599\ 000\ \text{kcal/h}$$

$$t_m = \frac{90 - 20}{\ln 90 - \ln 20} = 46,6$$

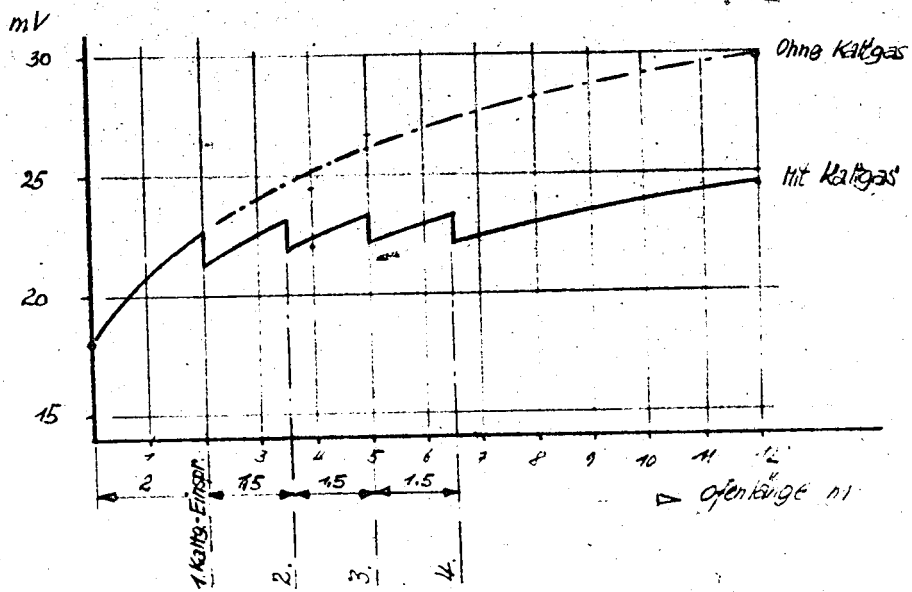
$$F_{\text{erf.}} = \frac{599\ 000}{580 \cdot 46,6} = 22,2\ \text{m}^2$$



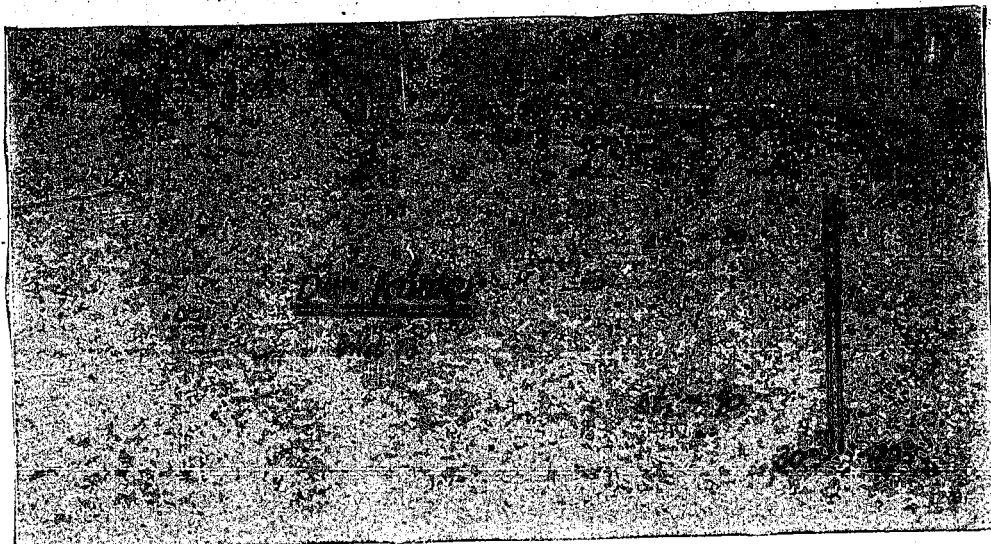
02472

$$1\ 200\ 000 + 2\ 040\ 000 + 302\ 000 + 35\ 000 + 5130\ t_2 + 900\ t_2$$
$$t_2 = 575^\circ\text{C}$$

Temperaturverlauf im Ofen Bild 12



POOR  
COPY



Der vorhandene Kühler von 23 m<sup>2</sup> reicht also aus.

Produktverlust durch Entspannung.

1. Verlust durch Kreislaufgasentspannung

Zur Wasserstoff-Reinheitsregelung des Kreislaufgases werden in der Stunde ca. 285 Nm<sup>3</sup> Kreislaufgas entspannt und über Dach geläitet, das ins Kaltgasnetz gedrückt. Diese sind bei 200 ata mit C<sub>6</sub>H<sub>12</sub> gesättigt.

Es ist:

$$C_1 = \frac{M \cdot 1000 \cdot p}{22,4 (P - p)}$$

bei  $t = 30^\circ$  wird  $p = 0,15$  ata C<sub>6</sub>H<sub>12</sub>

$$C_1 = \frac{84 \cdot 1000 \cdot 0,05}{22,4 \cdot 199,85} = 2,82 \text{ g/Nm}^3$$

$$285 \cdot 2,82 = 800 \text{ g/h}$$

↳ Durch diese Entspannung gehen also ca. 0,8 kg/h C<sub>6</sub>H<sub>12</sub> verloren. Es lohnt sich nicht diese geringen Mengen in einer A-Kohleanlage wiederzugewinnen.

2. Bei der Entspannung des Cyclo-Hexans von 200 auf 2,5 ata wird H<sub>2</sub> frei, das mit C<sub>6</sub>H<sub>12</sub> gesättigt ist.

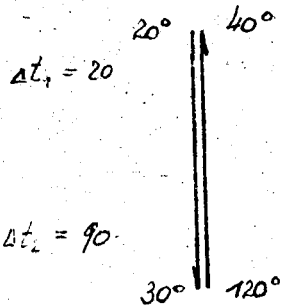


02473

- 9 -

Der Kühltur

Bild 73



bei verschiedenen Werten von  $\Delta t_1$  nicht übereinst.

Produktverlauf

1. Verlust durch Verdunstung

Die Verdunstungswärme  $Q_v$  wird durch die Verdunstung des Wassers im Kühlturm abgeführt. Die Verdunstungswärme  $Q_v$  ist durch die Verdunstungswärme  $Q_v$  gegeben.

$$Q_v = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{Q_v}{\rho} \cdot \rho$$

mit  $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$  wird  $Q_v = 0,15 \cdot 10^6 \text{ W}$

$$Q_v = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{Q_v}{\rho} \cdot \rho$$

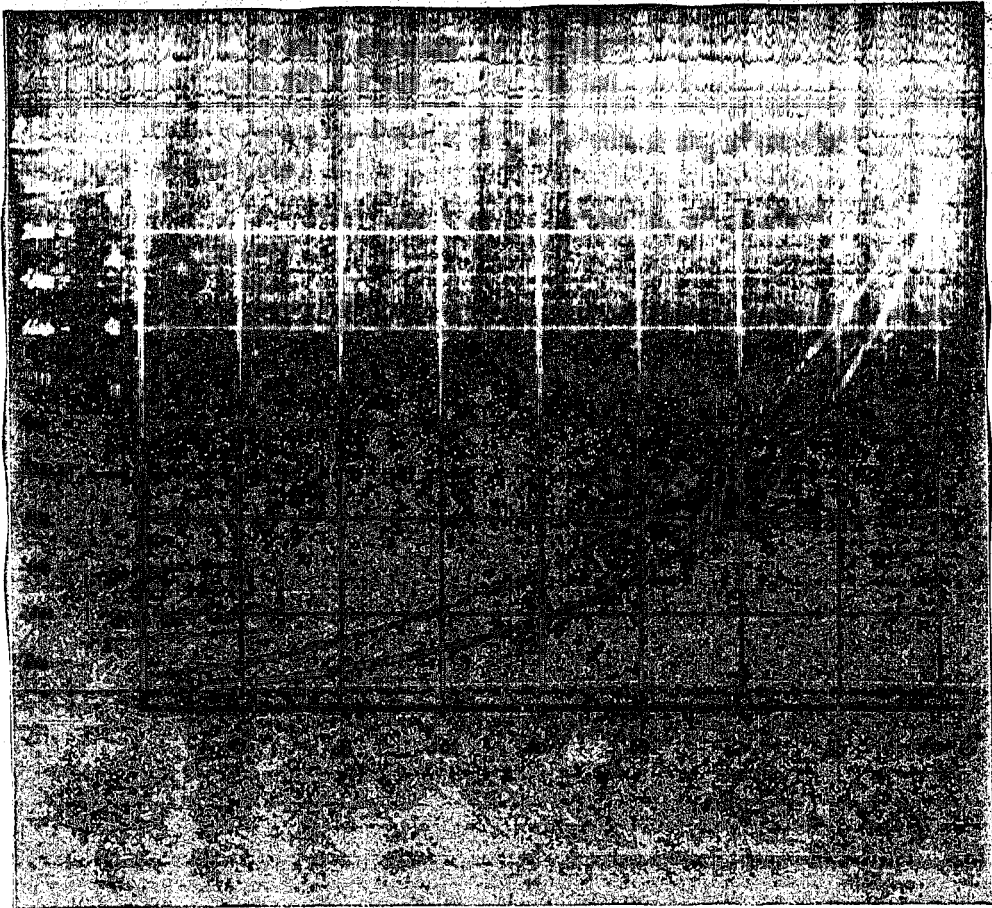
$$Q_v = 0,15 \cdot 10^6 \text{ W}$$

2. Durch den Kühlturm wird die Wärme  $Q_k$  abgeführt. Die Wärme  $Q_k$  ist durch die Wärme  $Q_k$  gegeben.

$$Q_k = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{Q_k}{\rho} \cdot \rho$$

POOR COPY

31



Lösungsvermögen von  $H_2$  in  $C_6H_{12}$  :

$$L = 0,11 p \text{ cm}^3 \text{ Gas/g } C_6H_{12} \text{ (bei } 35,2^\circ \text{ C)}$$

Dieses Gesetz ist untersucht für Drücke bis 150 ata. In der Annahme, daß das Gesetz bei 200 ata auch noch Gültigkeit besitzt, berechnet sich L mit:

bei 200 ata

$$L = 0,11 \cdot 200 \cdot 10^3 = 0,022 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{kg } C_6H_{12}$$

bei 2,5 ata

$$L = 0,11 \cdot 2,5 \cdot 10^3 = 0,000275 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2/\text{kg } C_6H_{12}$$

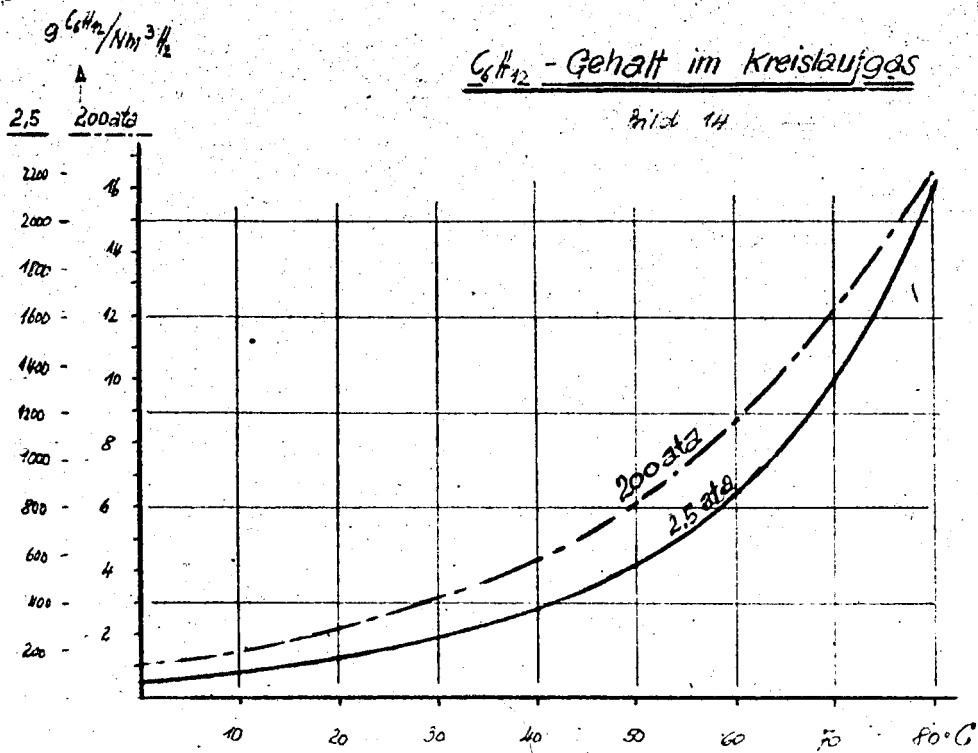
$$2 \cdot 250 \cdot 0,022 = 49,500$$

$$2 \cdot 250 \cdot 0,000275 = \underline{0,619}$$

$$46,881$$

POOR  
COPY

31



Wärmeausgleich vor  $\theta_2$  in  $\theta_1$

$$Q = 0,11 \cdot 200 \cdot 10 \cdot (80 - 20) = 1320 \text{ kcal}$$

Dieses Gas wird untereinstromig in die Kolbenringe geleitet und das Gas bei 200 at und 80 °C in die Kolbenringe geleitet.

bei 200 at

$$Q = 0,11 \cdot 200 \cdot 10 \cdot (80 - 20) = 1320 \text{ kcal}$$

bei 2.5 at

$$Q = 0,11 \cdot 2,5 \cdot 10 \cdot (80 - 20) = 165 \text{ kcal}$$

$$Q_{200} = 1320 \text{ kcal}$$

$$Q_{2,5} = 165 \text{ kcal}$$

POOR  
COPY

31



02475

- 11 -

Ca. 49  $\text{m}^3 \text{H}_2/\text{h}$  werden bei der Entspannung also frei.

Diese sind bei 2,5 ata mit  $\text{C}_6\text{H}_{12}$  gesättigt.

Bei 35° C gilt :

$$G_1 = \frac{84 \cdot 1000 \cdot 0,18}{22,4 (2,5 - 0,18)} = 291 \text{ g } \text{C}_6\text{H}_{12} / \text{m}^3 \text{H}_2$$

$$0,291 \cdot 49 = 14,25 \text{ kg} = 18,3 \text{ l}$$

Es lohnt sich diese 18,3 l/h  $\text{C}_6\text{H}_{12}$  in einer A-Kohleanlage zu absorbieren.

POOR  
COPY

31



Hochdruckversuche  
 Lu 358

Zurück an 02476  
 Vorzimmer Dir. Dr. Pier  
 8. Juni 1943. Bu/Lo

32

Alkylierung von Kogasin-Krackprodukt.

Eine Benzin-Fraktion, deren Siedende 150° war und deren Anteil an Gesamt-Benzin-Anfall 80 % betrug, hergestellt durch katalytischen Kracken von Kogasin, wurde in der üblichen Weise (Verhältnis der Olefine zum Isobutan und zur Schwefelsäuremenge 98 %ig = 1 : 5) alkyliert. Dieses aus Kogasin gewonnene Crack-Benzin verhielt sich fast genau so wie das auf gleiche Weise hergestellte Crack-Benzin aus Michael-Mittelöl. Der Schwefelsäure-Verbrauch war geringer als bei dem letzteren, dagegen waren die Ausbeuten an Gesamtalkylat bzw. Fliegerbenzin beim Michael-Benzin besser als beim gekrackten Kogasin. Dieses war dagegen in der Oktanzahl des Alkylat-Flieger-Benzins um einige Punkte besser als das Alkylat-Flieger-Benzin aus Michael-Produkt. Über die Alkylierungsversuche mit gekracktem Kogasin orientiert Tabelle 1, während Tabelle 2 eine Gegenüberstellung der Alkylierungsergebnisse von Estnischem Schiefer, Benzin, Michael-Krack-Benzin und Kogasin-Krack-Benzin gibt.

Alkylierungsversuch mit P 1293 (Kogasin-Krack-Benzin).

Original Benzin:

Siedeh. 151/Bi -180°  
 163/Bi -150°  
 181/Bi -100°

Zerlegung: 67 % bis 100°  
 79 % " 150°

Versuchs-Daten:

98 %ige Schwefelsäure 350 ccm  
 Isobutan 2100 "

Benzin 340 g  
 Temp. 0-50°  
 Versuchsdauer 3 Std.

	1193	1193a	1193b
Siedebereich d. angewandten Bi Fraktion	100°	150°	150°
Volumen u. spez. Gewicht d. Schwefelsäure nach Gebrauch	340 ccm 1,79	360 ccm 1,788	362 ccm 1,788
Ausbeute an Gesamtalkylat (butanfrei) bez. auf einges. Benzin	418 g = 123%	380g = 111%	350g = 102%
Ausbeute an Gesamtalkylat (butanfr.) bez. a. eing. Olefine	153 %	170 %	170 %
Flieger-Benzin-Ausbeute bez. auf einges. Benzin	90 %	78 %	60 %
" " Olefine	120 %	217 %	96 %
<u>Zerlegung des Gesamtalkylats</u>			
Butan u. Gasbenzin	20 %	11,8 %	11,1 %
Fliegerbenzin	72,0 %	67 %	57,3 %
Rückstand > 162	15,4 %	20,5 %	31,6 %

POOR  
 COPY

32

02477

- 2 -

A. S. F. M.	1193		1193a		1193b	
	Gesamt-alkylat	-169°	Gesamt-alkylat	-169°	Gesamt-alkylat	-169°
Anf. Inpunkt	74,2		71,2		67,6	
Spez. Gew./15°		0,680		0,680		0,690
Siedebeg.	32,0	44,0	31,0	52,0	32,0	40,0
40,0	10,0	44,0	11,0	52,0	6,5	22,0
60,0	19,0	44,0	14,0	52,0	10,0	26,0
70,0	22,0	44,0	18,0	52,0	13,0	28,0
80,0	29,0	44,0	25,0	52,0	17,0	32,0
90,0	37,0	44,0	31,0	52,0	21,0	35,0
100,0	46,0	44,0	38,0	52,0	27,0	43,0
110,0	55,0	44,0	46,0	52,0	33,0	53,0
120,0	60,0	44,0	54,0	52,0	38,0	62,0
130,0	65,0	44,0	62,0	52,0	44,0	72,0
140,0	69,0	44,0	70,0	52,0	50,0	83,0
150,0	72,0	44,0	75,0	52,0	55,0	90,0
160,0	74,0	44,0	78,0	52,0	59,0	94,0
180,0	77,5	22,65/0,68	78,0	22,65/0,68	64,0	97,0
200,0	80,0	R. 1,05	80,0	R. 2,05	75,0	R. 1,05
220,0	82,0	Verl. 2,5	83,0	Verl. 1,1	80,0	Verl. 0,5
240,0	84,0		84,0		84,0	
D. P.	240,0		240,0		259,0	
R.	4,3		2,5		6,5	
Verl.	6,0		2,5		4,5	
Sodzahl		0,8		1,0		2,0
O. S. Motor		85,2		82,4		71,0
Pb		103,3		102,4		92,0

- 3 -

POOR COPY

32

02478

- 3 -

Vergleich des Ertrages der Alkylation von 3 verschiedenen  
bis 150° abdestillierten Benzinen.

Mittel, Hg = 98	Kegelin-Kraek- Benzin S. N. 158	Michael-Kraek- Benzin J. N. 261	Edm. Schickel- Benzin J. N. 278
Olefin-Gehalt	88 %	70 %	60 %
Gesamtalkylat-Ausbeute bez. auf Benzin (Butan-haltig)	141 %	168 %	122 %
Gesamtalkylat-Ausbeute bez. auf Olefine in Benzin (Butan-haltig)	162 %	196 %	110 %
Flieger-Benzin-Ausbeute bez. auf Benzin (Butan-frei)	90 %	120 %	60 %
Flieger-Benzin-Ausbeute bez. auf Olefine (Butan-frei)	135 %	156 %	75 %
Flieger-Benzin-Ausbeute bez. auf Gesamt Orig. Bz (Butan-frei)	72 %	85 %	36 %
Säure-Verbrauch/kg Benzin	190 g	285 g	450 g
O. 2. Motor	82,4	78,5	61,2
" " " Pb	102	99	84,5
Art der Aufarbeitung	kalt 15%ige NaOH	etc.	heiße 15%ige NaOH
Geruch	gut	"	"

POOR  
COPY

32



02479

Leuna Werke, den 14. 8. 1944 Hr.

Aktennotiz.

33

Bericht über Betriebsversuche mit einem Trocknungs-ofen für den Dehydrierkontakt in Me 956.

Die außerordentlich günstigen Betriebsergebnisse, welche in der AT-Anlage Leuna durch die Vortrocknung des Dehydrierkontaktes erzielt wurden (Aktennotiz vom 14.2.44 und Referat: "Dehydrierung", AT-Erfahrungsaustausch am 14./15.3.44), führten zur Planung einer Kontakt-trocknungsanlage für die Dehydrierung.

Herr Obering. Keinke referierte bei dem AT-Erfahrungsaustausch am 14./15.3.44 seine Konstruktionsvorschläge, welchen die Ergebnisse der im Labor und Betrieb der AT-Anlage Leuna durchgeführten Versuche zu Grunde gelegt sind. Für jeden Dehydrierofen ist ein Trocknungs-ofen mit dem Rauminhalt einer Kontaktcharge 1,8 m<sup>3</sup> vorgesehen, welcher oberhalb des oberen Schleusbunkers an der Stelle des bisher dort befindlichen Schüttelsiebtes eingebaut werden soll. Die Aufheizung und Trocknung des Kontaktes soll mit trockenem Stickstoff von 500°C erfolgen. Der Stickstoff durchläuft dabei folgenden Kreislauf:

Trocknungs-ofen → Wärmeaustauscher → Wasserkühler → Trockenturm mit konzentrierter Schwefelsäure → Gebläse → Wärmeaustauscher → Spitzenvorwärmer → Trocknungs-ofen. Die Kühlung, Trocknung und Aufheizung des Kreislaufstickstoffs ist in einer für sämtliche Trocknungs-ofen gemeinsamen Apparatur geplant (Skizzen siehe Referat Obering. Keinke).

Zu Versuchszwecken wurde an einem Dehydrierofen in Me 956 ein Kontakt-trocknungs-ofen in der vorgesehenen Ausführung eingebaut. Der Stickstoff wurde bei diesem Versuch im Spitzenvorwärmer eines Dehydrierofens auf 500°C vorgeheizt und im gewöhnlichen Durchgang durch den Trocknungs-ofen gefahren.

1.) Versuche zur Kontaktaufheizung und Kontakt-trocknung:

Geplant ist die Aufheizung des Dehydrierkontaktes mit 2300 Nm<sup>3</sup> Stickstoff/h in 75 Min. und anschließend 1 Stunde Trocknungszeit mit 1600 Nm<sup>3</sup> Stickstoff/h. Im Betriebsversuch wurden zur Aufheizung des Kontaktes mit 2100 Nm<sup>3</sup> Stickstoff/h 65 bis 70 Min. benötigt. Bei der vorhandenen Versuchsanordnung war es nicht möglich, nach der Aufheizperiode die Stickstoffmenge ohne größere Temperaturschwankungen zu Beginn der Trocknungsperiode von 2100 Nm<sup>3</sup>/h auf

POOR  
COPY

33



02480

1000 Nm/h zurückzufahren. Die anschließende Trocknungsperiode wurde daher mit der zum Aufheizen verwendeten Stickstoffmenge weitergefahren. Dabei wurde nach dem Aufheizen auf 500°C vollständige Trocknung des Kontaktes mit 1000 Nm Stickstoff/h in 1 Stunde und mit 2100 Nm Stickstoff/h in 30 Min. erreicht. Die geplanten Aufheiz- und Trocknungszeiten sind daher mit den vorgesehenen Stickstoffmengen für eine vollständige Trocknung des Dehydrierkontaktes ausreichend. Ein Versuch, den Kontakt bei 450°C zu trocknen ergab ein eindeutig schlechteres Ergebnis als die Trocknung bei 500°C unter Einhaltung gleicher Trocknungszeit bei gleichem Stickstoffdurchsatz.

### 2.) Auswirkung der Trocknung auf den Dehydrierumsatz:

Bei Beschickung des Dehydrierofens mit dem im Trocknungsbunker getrockneten Kontakt konnte nur eine geringe Erhöhung des Dehydrierumsatzes um 1-2% gegenüber der Fahrweise mit behelfsmäßig in einem Dehydrierofen vorgetrockneten Kontakt festgestellt werden.

Da während der Versuchszeit insgesamt 4 Dehydrieröfen, davon 3 mit behelfsmäßiger Kontakttrocknung, in Betrieb waren, konnten Versuche mit kürzerer Kontaktverweilzeit in dem Versuchsdehydrierofen aus betrieblichen Gründen nur während sehr kurzer Dauer durchgeführt werden, sodaß die Verbesserung des Dehydrierumsatzes durch kürzere Kontaktverweilzeiten von 4 Stunden, wie sie sich nach dem Einbau der Kontakttrocknungsanlage einstellen werden, gegenüber den Verweilzeiten von 7 Stunden, wie sie bei der zur Zeit durchgeführten behelfsmäßigen Trocknung eingehalten werden müssen, nicht eindeutig festgestellt werden konnte.

### 3.) Verschiedene Messergebnisse und mechanische Einzelheiten:

Staubbestimmungen, welche in der Stickstoffausgangsleitung des Trockenbunkers durchgeführt wurden, ergaben einen mittleren Staubgehalt von etwa 50 mg Kontaktstaub/Nm<sup>3</sup> Stickstoff; dies entspricht einem Staubanfall von ca. 8 kg/Tag. Dieser Staub würde in die Schwefelsäure des Stickstofftrocknungsturmes gelangen und möglicherweise im Schwefelsäurekreislauf der AT-Anlage Störungen hervorrufen. Der Kontaktstaub löst sich nach unseren Versuchen bei 50°C zu etwa 20% in 96%iger und 80%iger Schwefelsäure; der ungelöste Anteil ist durch Filtration nur sehr schwer aus der Schwefelsäure zu entfernen. Es ist daher die Einschaltung eines Staubfilters vor dem Schwefelsäuretrocknungsturm erforderlich. In dem Kontaktstaub waren auch Spuren staubförmigen Rostes aus dem Trocknungs-ofen enthalten.

-3-

POOR  
COPY

33

Der Rauminhalt des TrocknungsOfens muß dem Inhalt einer Kontaktcharge genau angepaßt sein, da sich bei zu großem Rauminhalt an der Einlaufstelle des Kontaktes in den TrocknungsOfen ein steiler Schüttwinkel (Skizze) ausbildet, der zu ungleichmäßigem Stickstoffdurchgang und damit ungleichmäßiger Trocknung des Kontaktes führen könnte.

Bei der vorliegenden Ausführungsform des TrockenOfens hinterbleibt ein Kontaktrest von ca. 50 l, wenn sich der Inhalt des TrockenOfens in den Schleusbunker entleert hat. Dieser Kontaktrest muß bei der Dimensionierung des TrocknungsOfens mit berücksichtigt werden. Der für den Versuch eingebaute TrocknungsOfen hatte einen Inhalt von 1,8 m<sup>3</sup>. Für die Verhältnisse in Leuna ist ein Ofeninhalt von 1,5 m<sup>3</sup> erforderlich, eine Kontaktcharge beträgt 1,43 m<sup>3</sup>, dazu kommt noch die Restkontaktmenge von etwa 50 l. Die Menge einer Kontaktcharge von 1,43 m<sup>3</sup> ist durch den Rauminhalt des Meßbunkers am Reg. Ofen gegeben.

Die beschriebenen Versuche wurden mit 1,5 m<sup>3</sup> Kontaktfüllung im Ofen von 1,8 m<sup>3</sup> Rauminhalt durchgeführt, also unter Verhältnissen, welche für eine gleichmäßige Trocknung des Kontaktes ungünstig waren. (Siehe Skizze)

Die unter 1) erwähnte Aufheizzeit von 65 bis 70 Min. wurde jedoch bei 1,8 m<sup>3</sup> Kontaktinhalt, also vollständig gefülltem TrockenOfen, gemessen. Bei 1,5 m<sup>3</sup> Kontaktfüllung waren wegen der ungleichmäßigen Strömungsverhältnisse im TrockenOfen Aufheizzeiten von 80 bis 90 Min. bei gleichem Stickstoffdurchgang erforderlich.

Feuchtigkeitsbestimmungen in der Stickstoffausgangsleitung des TrockenOfens während der Aufheizperiode und der Trocknungsperiode zeigten, daß die Trocknung des Kontaktes bereits während des Aufheizens beginnt.

Wasserbestimmungen von Kontaktproben, welche aus verschiedenen Stellen des TrockenOfens gezogen wurden, ergaben Unterschiede von maximal 0,05 - 0,1 Gew.-% Wassergehalt. Der Kontakt wurde also wegen der beschriebenen ungleichmäßigen Füllung des TrocknungsOfens nicht genügend gleichmäßig getrocknet. Der Wassergehalt lag im Mittel bei 0,25 Gew.-%; dies entspricht einem nahezu vollständig getrockneten Kontakt, da bei der Wasserbestimmung jeweils etwa 0,2 Gew.-% chemisch gebundenen Wassers mit erfaßt werden. Der Gehalt des Kontaktes an adsorbiertem Wasser hätte demnach nach der Trocknung noch etwa 0,05 Gew.-% betragen.

POOR  
COPY

33

02482

Der Splittanteil im Kontakt des Dehydratorofens erhöhte sich durch die Entfernung des Schüttelsiebes von 5 % auf höchstens 10 %.

Der Druckabfall im Trocknungs-ofen bei Durchgang von 2400 Nm<sup>3</sup>/h Stickstoff von 520°C wurde bei gefülltem Bunker mit 170 mm W.S. gemessen. Wurde der Schieber am Kontaktfülltrichter geöffnet, so fiel der Differenzdruck auf 155 mm W.S.. Es sind demnach keine großen Stickstoffverluste zu erwarten, wenn während der 8 Min. Füllzeit des Trocknungs-ofens bei geöffnetem Kontaktfüllschieber der Stickstoffdurchgang durch den Trocknungs-ofen aufrecht-erhalten wird; dadurch könnte die Füllzeit von 8 Min. in die Aufheizzeit einbezogen werden und wäre für die gesamte Kontakt-trocknungszeit nicht verloren. Der aus dem Fülltrichter strömende, heiße Stickstoff hat im Betrieb keine nachteilige Einwirkung auf das darüberliegende Becherwerk gezeigt.

Die Kontakttemperatur im Becherwerk unmittelbar vor dem Trocknungs-ofen wurde mit 180°C gemessen; während des Einlaufens des Kontaktes in den Füll-trichter des Trocknungs-ofens muß noch mit weiterer Abkühlung gerechnet werden. Diese Kontakttemperatur von 180°C ergibt sich bei einer Schleuszeit des zugeschalteten Regenerations-ofens von 90 Min.. Nach Einbau der Kontakt-trocknungsanlage kann im Betrieb für die Regenerations-öfen die schnellste Schleuszeit von 45 Min. eingehalten werden. Nach durchgeführten Messungen steigt dabei die Kontakttemperatur um mindestens 50°C an, da sich die Verweilzeit und damit die Abkühlung des Kontaktes im unteren Bunker des Rege-nations-ofens verringert. Durch Isolierung dieses Kontaktbunkers kann die Abkühlung des Kontaktes weiter vermindert werden. Der Regenerations-ofen läuft dabei ohne Schleusen-kühlwasser. Erhöhung der Kontakteintrittstempera-tur in den Trocknungs-ofen wird die erforderliche Aufheizzeit etwas verkürzen.

Die Auslaufzeit einer Kontaktcharge von 1,5 m<sup>3</sup> aus dem Trocknungs-ofen in den oberen Schleusbunker beträgt 12 Min.. Der Querschnitt der dazwischenliegenden Schieber beträgt 100 mm.

An dem Gehäuse dieser Schieber wurden mit Thermochromstiften maximale Temperaturen von nur 150°C gemessen. Nach einer Betriebszeit von 3 Wochen zeigten die Schieber keine Undichtigkeiten; in den Trocknungs-ofen trat während der Trocknungsperiode kein Butangas aus dem oberen Schleusbunker ein.

Die Druckausgleichsleitung zwischen Schleusbunker und Trocknungs-ofen ist unbedingt erforderlich, da ohne Druckausgleich die Auslaufzeit des Kontaktes

POOR  
COPY

33



aus dem Trocknungs-ofen stark verlängert wird.

Einströmen von Butan in den Trocknungs-ofen aus dem Schleusbunker durch undichtes Ventil in der Druckgleichsleitung, durch undichte Schieber in der Kontaktleitung oder durch unzureichende Bunkerspülung ist sorgfältig zu vermeiden. Beim Öffnen des Schiebers am Kontakteinlauftrichter oder des Staubabstreifventils am Trocknungs-ofen können die austretenden, 500°C heißen Gase heftige Verpuffungen verursachen, wenn sie butanhaltig sind.

Ein Abstreifstutzen für Kontaktstaub war an der tiefsten Stelle des Trocknungs-ofens eingebaut; es wurden täglich ca. 30 l feiner Splitt und Staub abgestreift. Es empfiehlt sich, in der Stickstoffeingangsleitung ebenfalls an geeigneter Stelle einen Abstreifstutzen vorzusehen. Geringste Splittmengen gelangten nämlich auch noch in die Eingangsleitung, nachdem der Streckmetallboden des Trockenofens durch einen Flacheisenring gut abgedichtet war.

Das Sieb in der Stickstoffspülleitung des oberen Schleusbunkers war nach einer Betriebszeit von 3 Wochen noch nicht mit Staub oder Splitt versetzt; mit der Versetzung dieses Siebes könnte durch den etwas höheren Staub und Splittgehalt im Kontakt nach Entfernung des Schüttelsiebes gerechnet werden.

Mitreißen des Kontaktes in die Überdachsleitung wurde nicht beobachtet und war bei der geringen Strömungsgeschwindigkeit des Stickstoffs im Trocknungs-ofen nicht zu erwarten.

Nur Entnahme von Kontaktroboten aus der Kontaktleitung in den Schleusbunker sind Probestutzen mit einem Durchmesser von 50 mm Weite erforderlich.

#### 4.) Einschaltung des Trockenofens in den Schleuskreislauf.

Die Versuche bestätigten, daß für Aufheiz- und Trockenszeit insgesamt 2 Stunden ausreichend sind. Die Trocknung des Kontaktes im Trocknungs-ofen stellt damit keinen zeitlichen Engpaß im Schleuskreislauf dar, da in Dehydrierofen kürzere Schleuszeiten als 2 Stunden bei der üblichen Schaltung von 2 Dehydrierofen auf einen Regenerationsofen wegen der benötigten Regenerationszeiten nicht möglich sind.

Zusätzliche Zeit erfordert nur das Auslaufen des Kontaktes aus dem Trocken-

POOR  
COPY

33



aus dem Trocknungs-ofen stark verlängert wird.

Einströmen von Butan in den Trocknungs-ofen aus dem Schleusbunker durch undichtes Ventil in der Druckausgleichsleitung, durch undichte Schieber in der Kontaktleitung oder durch unzureichende Bunkerspülung ist sorgfältig zu vermeiden. Beim Öffnen des Schiebers am Kontakteinlauftrichter oder des Staubabstreifventils am Trocknungs-ofen können die austretenden, 500°C heißen Gase heftige Verpuffungen verursachen, wenn sie butanhaltig sind.

Ein Abstreifstutzen für Kontaktstaub war an der tiefsten Stelle des Trocknungs-ofens eingebaut; es wurden täglich ca. 30 l feiner Splitt und Staub abgestreift. Es empfiehlt sich, in der Stickstoffeingangsleitung ebenfalls an geeigneter Stelle einen Abstreifstutzen vorzusehen. Geringste Splittmengen gelangten nämlich auch noch in die Eingangsleitung, nachdem der Streckmetallboden des Trockenofens durch einen Flacheisenring gut abgedichtet war.

Das Sieb in der Stickstoffspülleitung des oberen Schleusbunkers war nach einer Betriebszeit von 3 Wochen noch nicht mit Staub oder Splitt versetzt; mit der Versetzung dieses Siebes könnte durch den etwas höheren Staub und Splittgehalt im Kontakt nach Entfernung des Schüttelsiebes gerechnet werden.

Mitreißen des Kontaktes in die Überdachleitung wurde nicht beobachtet und war bei der geringen Strömungsgeschwindigkeit des Stickstoffs im Trocknungs-ofen nicht zu erwarten.

Nur Entnahme von Kontaktproben aus der Kontaktleitung in den Schleusbunker sind Probestutzen mit Mäulen von 50 mm Weite erforderlich.

#### 4.) Einschaltung des Trockenofens in den Schleuskreislauf.

Die Versuche bestätigten, daß für Aufheiz- und Trockenzeit insgesamt 2 Stunden ausreichend sind. Die Trocknung des Kontaktes im Trocknungs-ofen stellt damit keinen seitlichen Engpaß im Schleuskreislauf dar, da im Dehydrierofen kürzere Schleuszeiten als 2 Stunden bei der üblichen Schaltung von 2 Dehydrierofen auf einen Regenerationsofen wegen der benötigten Regenerationszeiten nicht möglich sind.

Zusätzliche Zeit erfordert nur das Auslaufen des Kontaktes aus dem Trocken-

02484

oren in den Schmelzbunker mit 12 Minuten. Durch Einbau größerer Schieber könnte  
dieses Verhältnis veranzt. Der mögliche Gewinn von wenigen Minuten ist aber im  
Hinblick auf die gesamte Kontaktverweilzeit von ca. 4 Stunden unwesentlich.

Eine wesentliche Verkürzung der Kontaktverweilzeit könnte aber durch Vergrößerung  
der Schmelzbunker und der Kontaktanlagen auf z. B. 2,5 m erreicht werden.  
2,5 m ist der Inhalt eines Dehydratorofen mit Rohren von 70 mm Weite. Durch Er-  
weiterung der Rohre der Dehydratorofen von 56 mm auf 70 mm Durchmesser ist bei  
gleichbleibender Kontaktcharge die Kontaktverweilzeit von 3 Stunden auf 4 Std.  
15 Min. angestiegen. Diesen Umständen müßte durch Vergrößerung der Kontakt-  
bunker Rechnung getragen werden.

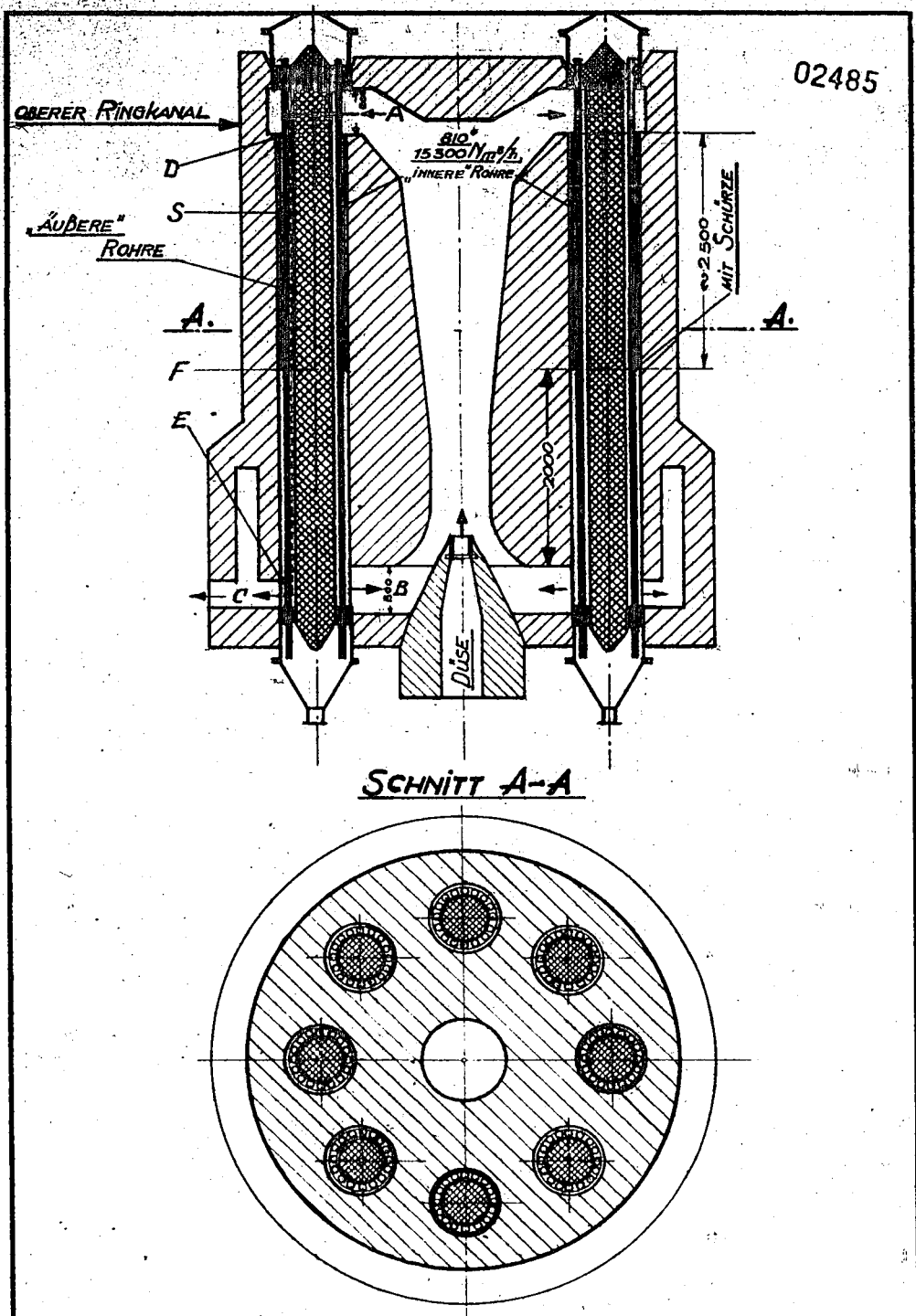
Zusammenfassung:

An einen Dehydratorofen wurde ein Kontakttrocknungs-ofen in der vorgesehenen Aus-  
führung eingebaut und mit Stickstoff im geraden Durchgang gefahren. Die Trock-  
nung im Trocknungs-ofen brachte nur noch eine geringe Verbesserung des Umsatzes  
gegenüber der behelfsmäßigen Kontakttrocknung im Dehydratorofen. Der Einbau eines  
Filters in den Stickstoffkreislauf der Kontakttrocknungs-anlage hat sich auf  
Grund der Versuche als notwendig erwiesen.

In dem Bericht wird auf einige mechanische Einzelheiten hingewiesen, welche  
für den Trocknungs-ofen zu beachten sind.

*Witte*  
*Verband*

- Herrn Dir. Dr. Gieson
- " O. Ia. Koinke
- " O. I. Dr. Sackmann
- " Dr. Henrich
- " Dr. Fischer
- " St. Weidmann
- " Dr. Günther
- " Dr. Stritt
- " Dr. Horbert



02485

SCHNITT A-A

Ammoniakwerk Merseburg G. m. b. H.

SCHEMA DES LEUNAER  
DEHYDRIEROFENS

BILD 1

DIN-Format A4



Leuna-Merka, den 10. September 1943

Geheim! 02486

1. Dies ist ein Staatsgeheimnis im Sinne des § 88 StGB.

2. Die Zeichnung ist verschlossen, bei Gefahr der Freilegung als „Geheimnis“ zu betrachten.

3. Nachherkunft unter Vermeidung des

Bericht über die Verteilung des Rauchgases

Wie die Betriebsführungen in den Dehydrieranlagen der Leuna-Merka und Leuna gezeigt haben, herrschen in den 16 Röhren eines jeden Reaktorinhalts verschiedenen Temperaturen und damit tritt unterschiedliche chem. Verteilung und Ausbeute. Als Ursache dieser ungleichen Verteilung der Reaktionen wurden einerseits die ungleichmäßige Verteilung des Kontaktes und andererseits die ungleichmäßige Rauchgasverteilung erkannt.

A. Kontaktverteilung:

Zur Verbesserung der Kontaktverteilung wurden von Leuna auf Grund von Modellversuchen laut Aktennotizen vom 16.9.42, 27.10.42, 28.10. und 4.11.42 (Obering, Keilke, Dr. Strauß, Dr. Bode) der Einbau von Kontaktinlaufrohren (Skizze OS 115) und der Ersatz der Schlitzrohre durch vereinfachte Konstruktionen (Skizze OS 114) vorgeschlagen. Das Ziel dieser Verbesserungen war eine gleichmäßige Verteilung der Kontaktkörner und die vorhandene Spaltlöcher auf die einzelnen Röhren. In der Ofenanlage Leuna wurden diese Verbesserungen laufend eingebaut und eine sehr gleichmäßige Verteilung des Kontaktes in den einzelnen Röhren erzielt. Aus dem beiliegenden Kurvenblatt 1 ist die Verteilung des Kontaktes vor und nach dem Einbau der erwähnten Verbesserungen in der Leuna-Anlage ersichtlich. Betrieblich haben sich die Einlaufrohre und die nach dem Leunavorschlag vorgenommene Änderung der Schlitzrohre in mehrmonatiger Betriebszeit gut bewährt. Von der 3-22-Anlage Pölitz wurde eine etwas abgeänderte Konstruktion zur Trennung von Gas und Kontakt gewählt, die sich in Pölitz im Betrieb sehr gut bewährt hat. (Siehe Aktennotiz Pölitz vom 22.6.43). Zum Unterschied vom Leunavorschlag wird der Kontakt an der Austrittsstelle des Dehydrierrohres durch Einbau eines horizontalen Bleches in ständiger Bewegung gehalten und die ehemaligen Schlitzrohre werden an das Kontaktrohr direkt angeschweißt und somit beim Umbau gleich mit verwendet. Auch der Pölitzer Abänderungsvorschlag hat sich betrieblich bewährt.

Die Durchführung dieser Maßnahmen brachte eine nur geringe Erhöhung der Ofenleistung. Umsätze und Ausbeuten stiegen um einige %. Zusammenfassend ergibt sich, daß durch die Ansetzung der Dehydrierbündel mit Kontaktinlaufrohren und durch die Entfernung der Schlitzrohre (Gasaustritt) eine gleichmäßige Verteilung des Kontaktes in den einzelnen Röhren erreicht wurde. Wenn auch die Ofenleistung durch diese Maßnahmen nur im geringen Maße gesteigert wurde, so sind diese Verbesserungen doch Voraussetzung für die noch wichtigere Lösung des Problems der Rauchgasverteilung, über die hier besonders berichtet werden soll.

B. Rauchgasverteilung:

Es wurde schon frühzeitig erkannt, daß die Rauchgasverteilung auf die einzelnen Reaktionsrohre des Dehydrierofens nicht gleichmäßig ist. Darauf deuteten einerseits die stärkere Verzerrung der sogenannten Innenrohre, die auch nach Verbesserung der Kontaktverteilung blieb, und andererseits Temperaturmessungen, die zeigten, daß die Heißgase der Innenrohre rund 40° heißer sind. In einer theoretischen Betrachtung vom 21.8.42 versuchte Herr Obering, Keilke die Gründe dieser ungünstigen Rauchgasverteilung aufzuklären. Auf Grund dieser Berechnungen wurde der obere Ringkanal abgeändert und ein sog. Verteilerring eingebaut, der den Zweck hatte, das Rauchgas konzentrisch auf die einzelnen Röhren eines Bündels zu verteilen (siehe Photografie Nr. ....). Da diese Maßnahme im Betrieb hinsichtlich der Ofenleistung keine Verbesserung erbrachte, erschien es notwendig, das Problem durch genaue Messungen von Grund auf zu studieren. Zu diesem Zweck wurde die unterschiedliche Rauchgasverteilung auf zwei Arten nachtechnisch verfolgt; erstens wurde ein Bündel in der Weise umgebaut, daß durch seine Röhren ein gleichmäßiger Luftstrom von 65 m<sup>3</sup>/pro Rohr geleitet werden konnte; die Lufttemperatur der einzelnen Röhren wurde gemessen, zweitens wurde eine Wasserkammer gebaut, welche mit Analysenröhren an jedem Rohr ausgestattet war. Es war somit möglich, jedes Rohr dieses Bündels zu analysieren.

POOR  
COPY

34



Als erster Versuch wurde das Luftbündel an einem Dehydratorfen studiert, in dem die Rauchgasverteilung noch nicht abgeändert war. Im Rauchgasweg waren zwei Fealtbleche eingesetzt. Das Ergebnis dieser Temperaturmessungen ergab eine Temperaturkurve, wie sie im Schaubild 2 ersichtlich ist. Zwischen Innen- und Außenrohren herrschen Temperaturdifferenzen von 25 - 30°. Mikrothermometer siehe Aktenschild (Dr. Korbart, Dr. Strauß) von 3.4.43. Diese Temperaturmessungen ergaben klar, daß infolge der Rauchgasverteilung in den einzelnen Rohren Umsatztatsachen von 12 - 22% herrschen müßten.

Als nächster Versuch wurden neue Messungen an einem Ofen vorgenommen, der bereits mit der abgeänderten Rauchgasverteilung durch Einbau von Verteilerringen ausgerüstet war (siehe Fotografie 1 - 4). Es wurde hier ein Bündel wiederum mit Luft gefahren, um genaue Temperaturmessungen ausführen zu können, und ein zweites Bündel dieses Ofens wurde mit der umgebenen Wasserkammer mit Analysenstutzen ausgerüstet, um den Verlauf der Reaktion in den 16 Rohren des Bündels analytisch zu verfolgen.

Zu bemerken ist ferner, daß bei diesem Ofen die Frage der Kontaktverteilung bereits durch den Einbau der Einlaufrohre und der neuen Gasanstrichkonstruktion gelöst war. Außerdem wurde der Kontakt in dem Ofen bereits mit 4 mm Sieben ausgesiebt, eine Maßnahme, die bei allen Ofen ausgeführt werden soll. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in den Schaubildern 3, 3, 5 und 6 zusammengefaßt. Die Temperaturmessungen am Luftbündel nahmen den Verlauf nach Schaubild 3. Es ist deutlich ersichtlich, daß die äußere Innenrohre ca. 30 - 40° höhere Temperatur haben wie die Außenrohre. Allerdings wurden die höchsten Temperaturen an den Rohren 11 und 12 gemessen. Am Bündel 1 desselben Ofens, das mit Butan gefahren wurde, wurden durch Analysen der Reaktionsverlauf untersucht. Schaubild 4 ergibt die Verteilung des Olefingehaltes. Man sieht den Anstieg der Olefine von dem Außenrohr zu dem Innenrohr von 12 - 22% Olefine. Die höchsten Olefingehalte haben die Innenrohre 8, 9, 10. Außerdem wurde der Umsatz in den Rohren dieses Bündels noch durch Stochanalysen, Schaubild 5, ermittelt. Die höchsten Umsätze hatten die Innenrohre, das Maximum lag bei den Rohren 10 - 11, in Übereinstimmung mit den Temperaturmessungen am Luftbündel; in beiden Rohren ist die Krackung so stark, daß der Olefingehalt nicht mehr eindeutig als ein Maßstab für den Umsatz gelten kann. Auf dem Schaubild 6 sind die Molgewichte des Spaltgases aus dem einzelnen Rohren aufgetragen und zeigen ebenfalls ein deutliches Bild des Umsatzes. Wie ein Vergleich der Schaubilder 2 und 3 zeigt, hätte der Einbau der Rauchgasverteiler rings zunächst noch keinen Fortschritt gebracht. Die Rauchgasverteiler rings sind mit 16 Längsschlitten versehen, durch welche das Rauchgas auf die einzelnen Rohre gelenkt wird. Es war zu erwarten, daß man durch Verkürzung bzw. Verlängerung oder Erweiterung dieser Längsschlitten die Rauchgasmenge für jedes einzelne Rohr dosieren könnte. Um die Wirkung dieser Reguliermöglichkeit zu studieren, wurden die Schlitten der Innenrohre 6 - 12 vollständig abgeschirmt. Die Messergebnisse dieser Versuche sind in den Schaubildern 7 - 9 aufgetragen; diese zeigen, daß durch Abblenden der Schlitten des Rauchgasverteiler rings die Temperatur in den Bündelrohren beeinflußt werden kann. Bei dieser erst groben Abgleichung hatten allerdings die vorher heißen Innenrohre einen so starken Temperaturabfall erlitten.

Als nächster Versuch wurden daher die Abschirmungen der Rauchgasschlitten zwischen den Rohren 8 und 9, 9 und 10, 10 und 11 wieder um  $\frac{1}{3}$  geöffnet. Die Schaubilder 10 - 12 zeigen als Ergebnis dieser Maßnahme eine weitere Angleichung der Umsätze in den einzelnen Rohren, die Schwankungen im Olefingehalt sind auf den tragbaren Unterschied von 3 - 4% zurückgegangen. Auf der Grundlage der bei diesen Versuchen gewonnenen Erkenntnisse werden sämtliche Dehydratorfen der AT-Anlage Leuna umgebaut. Zunächst wird die Abschirmung der Rauchgasverteiler rings nach dem Zustande beim letzten Versuch (Schaubild 10 - 12) durchgeführt. (Siehe Fotografie 1 - 4) Schlitten an den Rohren 1 - 5 ganz auf, 6 und 7 ganz zu, 8, 9, 10  $\frac{1}{3}$  auf, 11 und 12 ganz auf, 13 - 16 ganz auf. Durch wohlweisen Einbau von mehreren im Bau befindlichen Wasserkammern mit Analysenstutzen an verschiedenen Ofenbündeln

POOR  
COPY

3 4

wird noch untersucht, ob das am Versuchsbündel erzielte Ergebnis auf alle Bündel der Betriebsanlage übertragen werden kann, oder ob jedes einzelne Bündel nach Analyseergebnissen einzeln abgestellt werden muß; die gute Jagrohmierung der Temperaturkurven der Luftbündel mit dem Laufgeschwindigkeits-Analyseergebnis bei allen Versuchsergebnissen läßt darauf schließen, daß allenfalls große Unterschiede in der erforderlichen Abschirmung der Schlitz- oder Rauchgasverteiler rings nicht auftreten werden. Diese Frage wird in Kürze nach Fertigstellung mehrerer Wasserkammern mit Analysekontakten geklärt werden. Durch einen letzten Versuch (Kammern 14-16) wurde noch nachgewiesen, daß die Abschirmungen an Rauchgasverteiler rings des unteren Ringniveaus nicht erforderlich sind. Während bei allen vorangegangenen Messungen die beschriebenen Abschirmungen sowohl oben als auch unten angebracht waren, wurden bei dem letzten Versuch die dem Radantand entsprechenden Abschirmungen am Rauchgasaustritt wieder entfernt; es zeigten sich dabei keine wesentlichen Unterschiede gegenüber den Verhältnissen beim vorangegangenen Versuch.

#### Zusammenfassung.

Die geschilderten Versuche haben zu dem Ergebnis geführt, daß es möglich ist, neben der gleichmäßigen Kontaktverteilung, die Rauchgasverteilung so zu lenken, daß sämtliche Rohre eines Bündels praktisch den gleichen Reaktionsverlauf haben. Da es durch die Rauchgasklappen weiterhin möglich ist, die einzelnen Bündel bis auf 2-3% Umsatz auszurichten, so kann man jetzt die Reaktion auf sämtliche Rohre ausreichend gleichmäßig verteilen. Die dazu erforderlichen Maßnahmen sind folgende:

#### I. Lösung des Problems der Kontaktverteilung

- 1.) durch den Einbau von Kontakteinlaufrohren
- 2.) Ersatz der Schlitzrohre durch die neue Gasaustrittskonstruktion

#### II. Lösung des Problems der Rauchgasverteilung

- 1.) durch Einbau von Rauchgasverteiler rings, an denen die Schlitz- an den einzelnen Rohren nach dem Analysebefund eingestellt werden. Bei dem ersten Betriebsofen in Leuna wird folgende Grundstellung gewählt: die Schlitz- an den Rohren 1-5 und 13-16 ganz auf, an 6 und 7 ganz zu und an 8, 9, 10  $\frac{1}{3}$  geöffnet. Die etwaige erforderliche Feineinstellung wird später nach dem Analysebefund vorgenommen.
- 2.) durch analytische Kontrolle der Reaktion in den einzelnen Rohren durch Einbau von Wasserkammern mit Analysekontakten.

Durch die nunmehr zu erwartende gleichmäßige Beheizung wird die schädigende Überhitzung des Kontaktes in den Innenrohren wegfallen und die Spitzenaktivität des Kontaktes erhalten bleiben. Die gleichmäßige Verteilung der Reaktion auf alle Rohre wird zu einer erheblichen Leistungserhöhung durch Steigerung des Umsatzes und der Ausbeute führen.

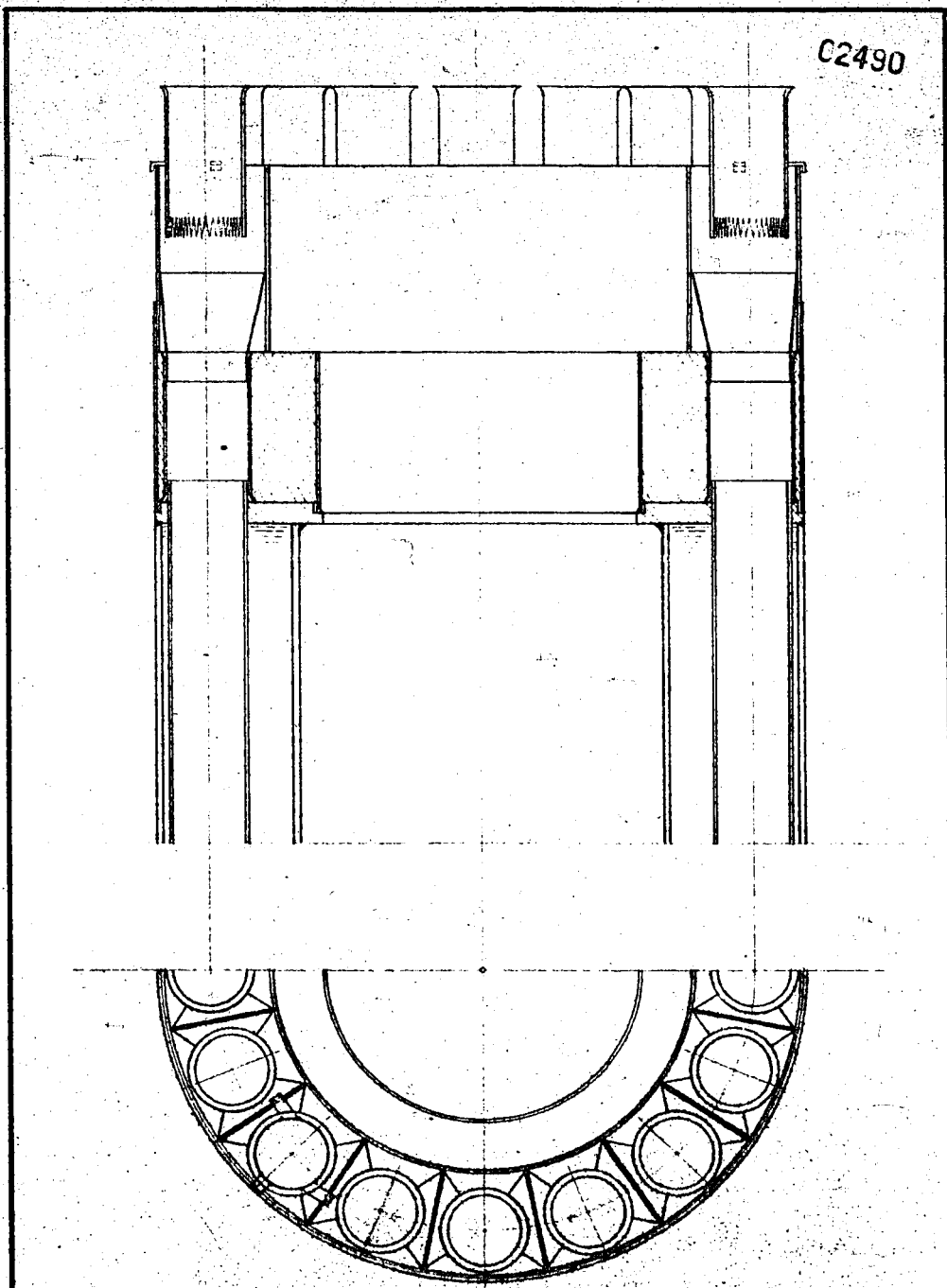
Die Versuche wurden vom Betrieb in Zusammenarbeit mit der Maschinentechnischen Abteilung von den Herren Dr. Herbert, DI. Friedrich, DI. Günther und Dr. Strauß durchgeführt.

POOR  
COPY

34







C2490

11. Sept. 1943	AT244	Me956
Techn. Büro		20543 Harknott
Me 972 Bld 8172	Schützrohrreifer Kontaktaustrag	OS - 114
Telefonwerk Merseburg G. m. b. H.		

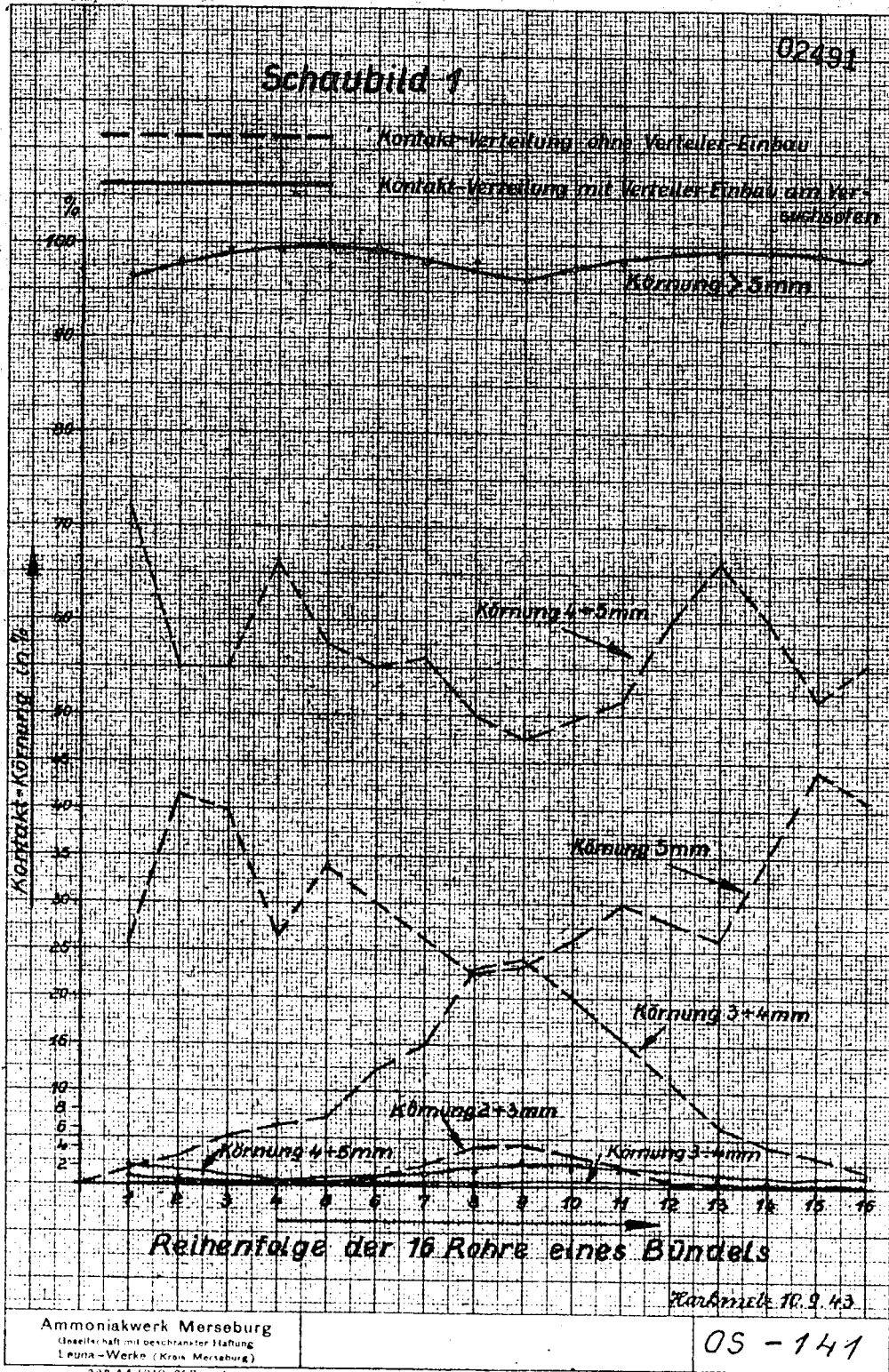
POOR  
COPY

34



# Schaubild 1

02491



POOR  
COPY

34

Schaubild 2

02492

Lufttemperaturen Rohr 1-16

Bündel ohne Rauchgas-Verteiler-Ring



16 Röhre des Bündels 1/Dehydrierofen 4

Marktunze 11.9.43

Ammoniakwerk Mersoburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Leuna-Werke (Kern Mersoburg)

05 - 142

388 A4 (210x297 mm)

POOR COPY

34

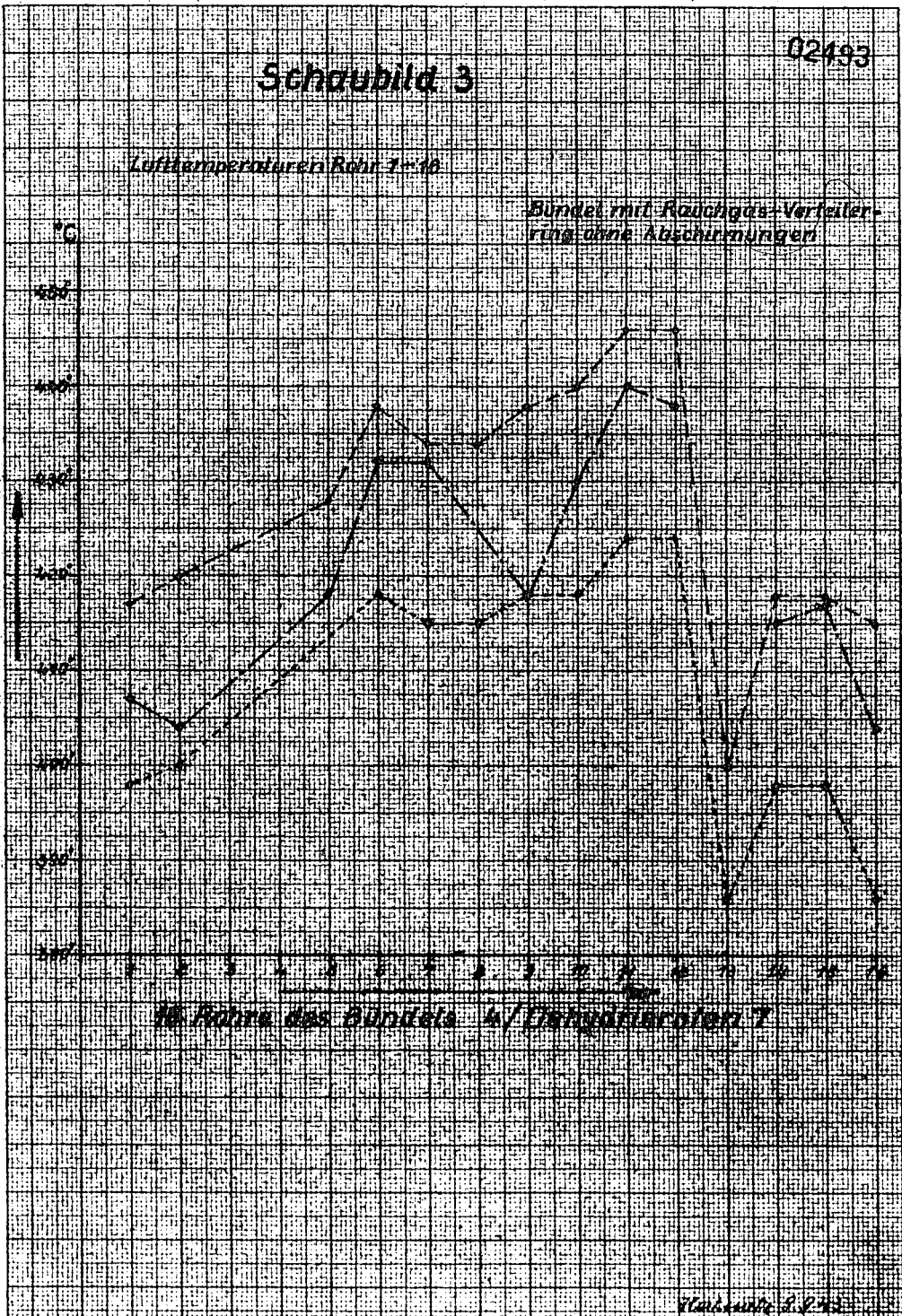


### Schaubild 3

02193

Lufttemperaturen Rohr 7-10

Bündel mit Rauchgas-Verfeinerung ohne Abschirmungen



Ammoniakwerk Mersoburg  
 Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
 Launa-Werke (Krale Mersoburg)  
 388 A4 (210x297 mm)

05-143

POOR COPY

3 4

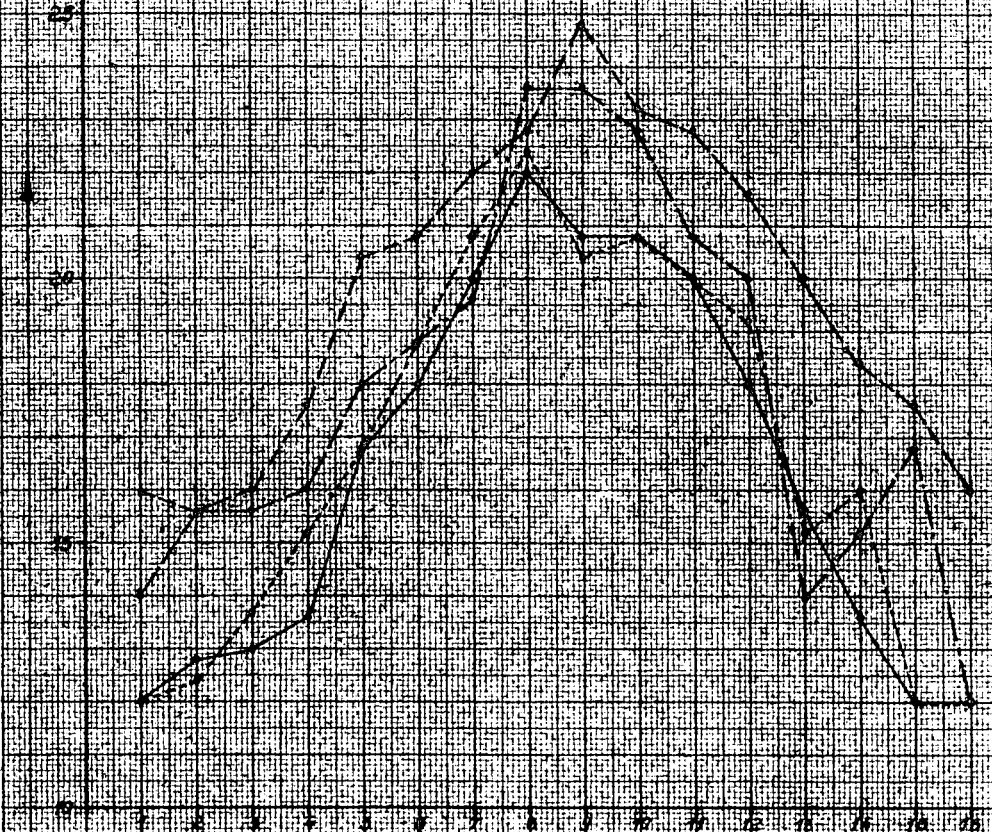
Schaubild 4

02494

Olefingehalt Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteiler-  
ring ohne Abschirmungen

Vol. % Olefin



16 Rohre des Bündels 1/Dehydratorofen 7

Harzmit. 9.2.43

Ammoniakwerk Mersburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Leuna-Werke (Kraus Mersburg)

OS - 144

388 A4 (210x297 mm)

POOR  
COPY

34

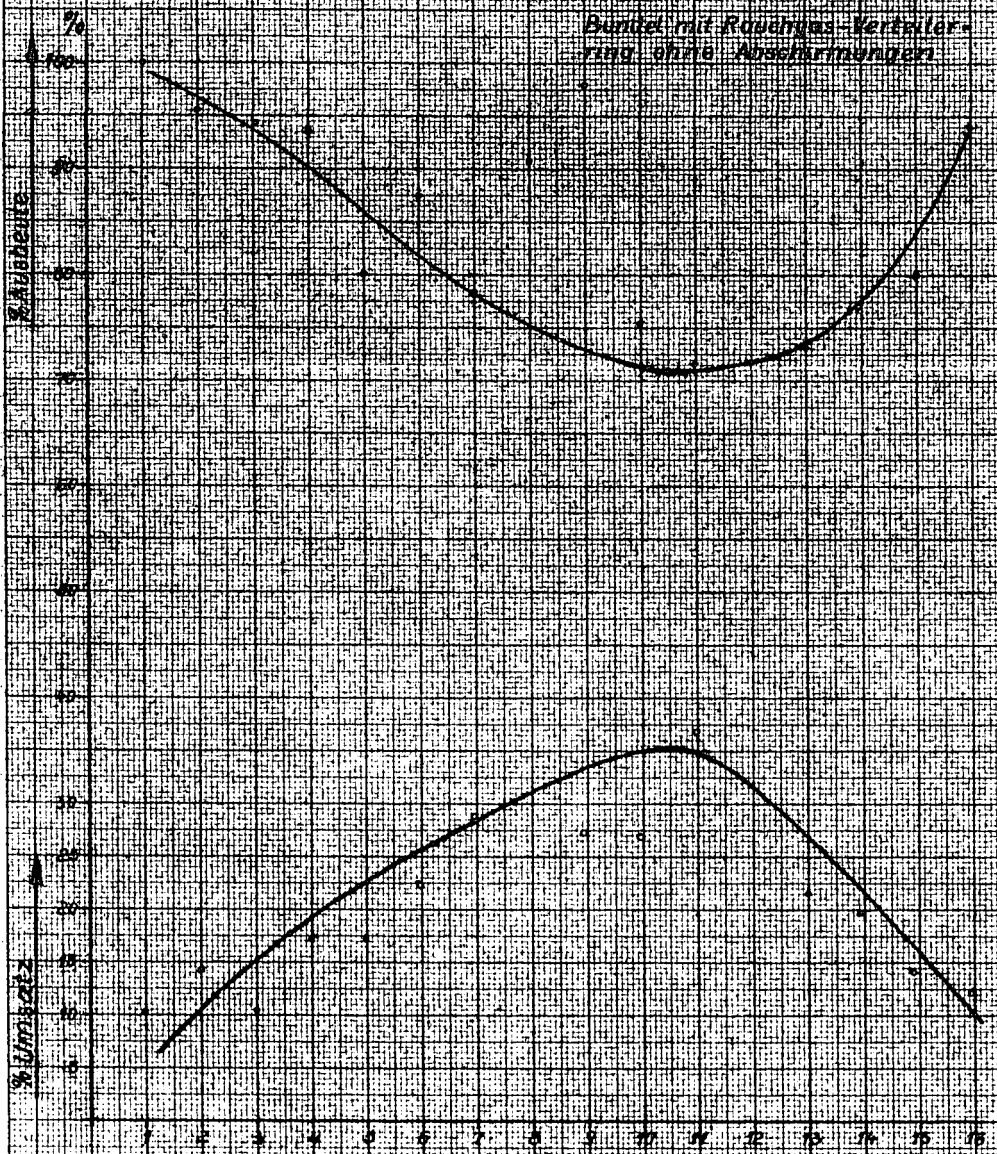


# Schaubild 5

02495

Umsatz und Ausbeute Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteilerring ohne Abschirmungen



16 Rohre des Bündels 1/Dehydrierofen 1

Maßstab: 10:1

Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Launa-Werke (Kreis Merseburg)

DS - 145

388 A4 (210x297 mm)

POOR  
COPY

34

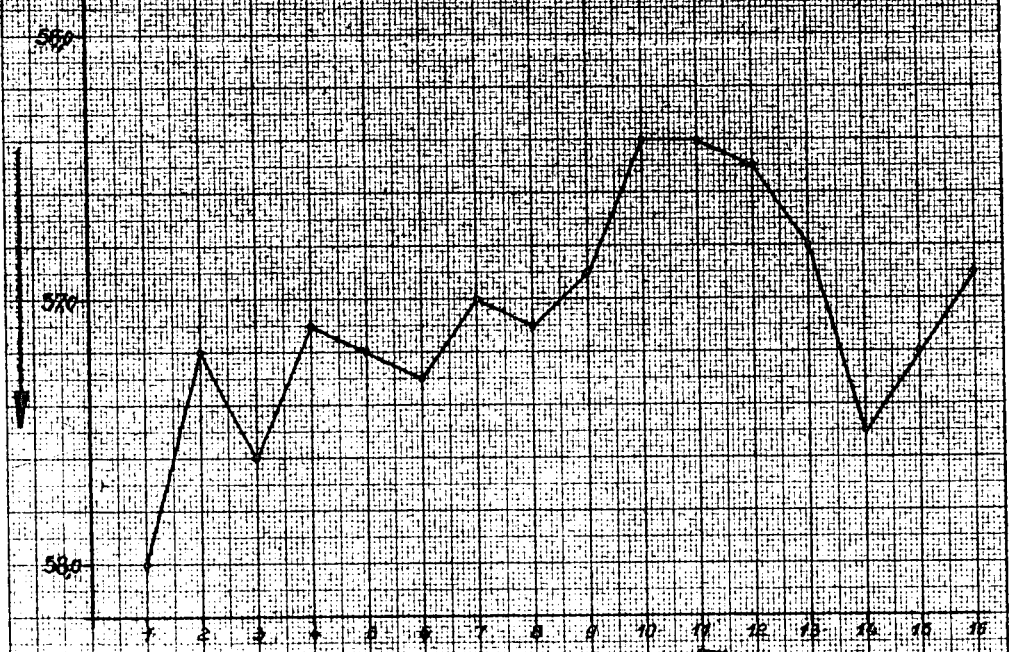
# Schaubild 6

02496

Malgewichte Spaltgas aus Rohr 1-16

Bündel mit Rohrgas-Verteiler-  
ring ohne Abschirmungen

Mal-Bewicht



16 Rohre des Bündels 1/Dehydratorofen

Korrekturen 11.9.43

Ammoniakwerk Mersoburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Leuna-Werke (Kern Mersoburg)

05 - 116

108 A4 (210x297 mm)

POOR  
COPY

34

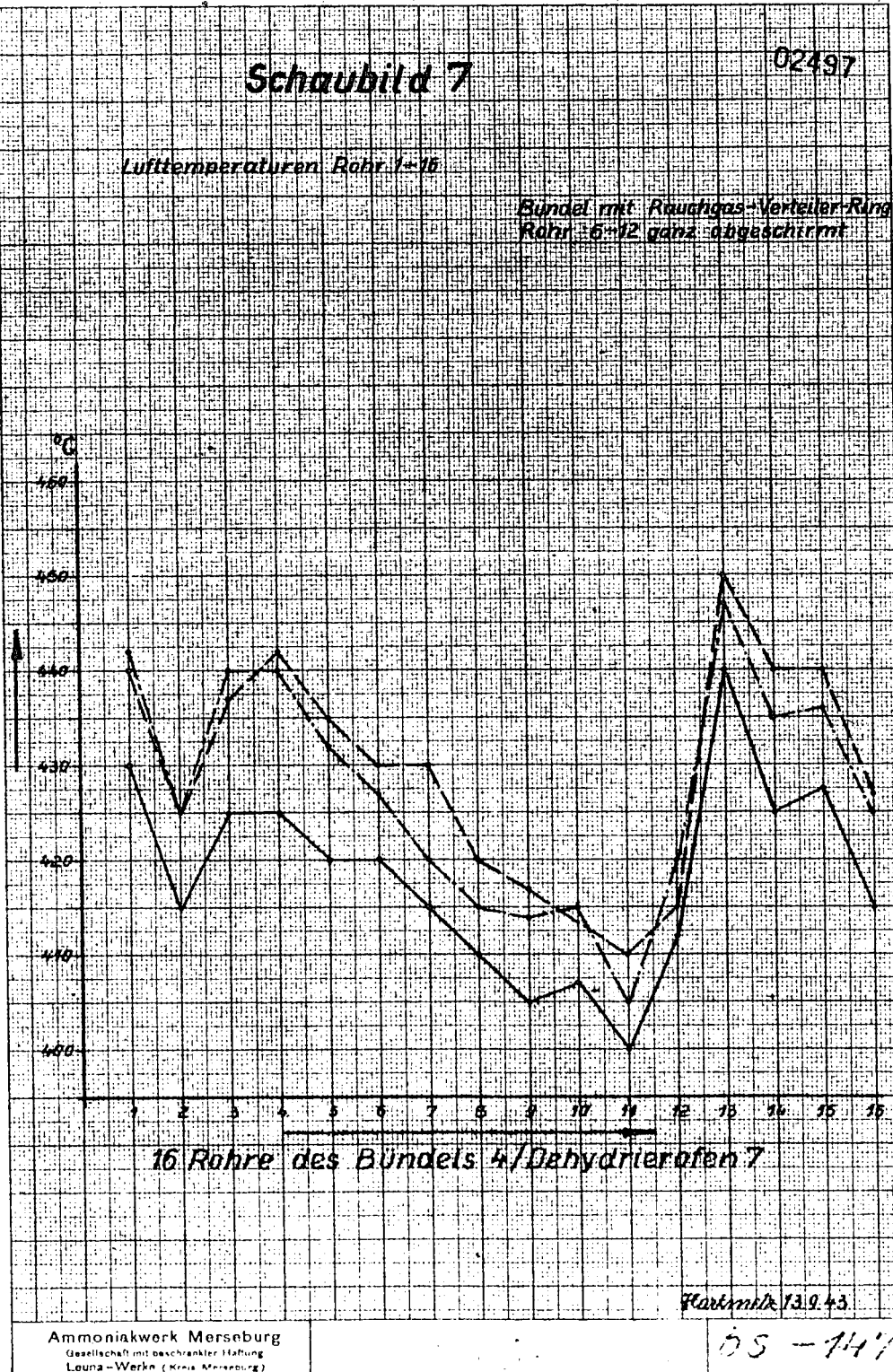


# Schaubild 7

02497

Lufttemperaturen Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteiler-Ring  
Rohr 5-12 ganz abgeschirmt



16 Rohre des Bündels 4/Dehydratorofen 7

Flarkmitr. 13.9.43

Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Louna-Werke (Kreis Merseburg)

55-147

388 A4 (210-297 mm)

POOR  
COPY

34

Schaubild 8

02498

Düfingehalt Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteiler-Ring  
Rohr 6-12 ganz abgeschäumt

Vol. % Düfing



16 Rohre des Bündels 1/Dehydrierofen 7

Montiert 13.9.43

Ammoniakwerk Merseburg  
Gasfachabteilung  
Leuna-Werke (Kreis Merseburg)

25-148

POOR  
COPY

34



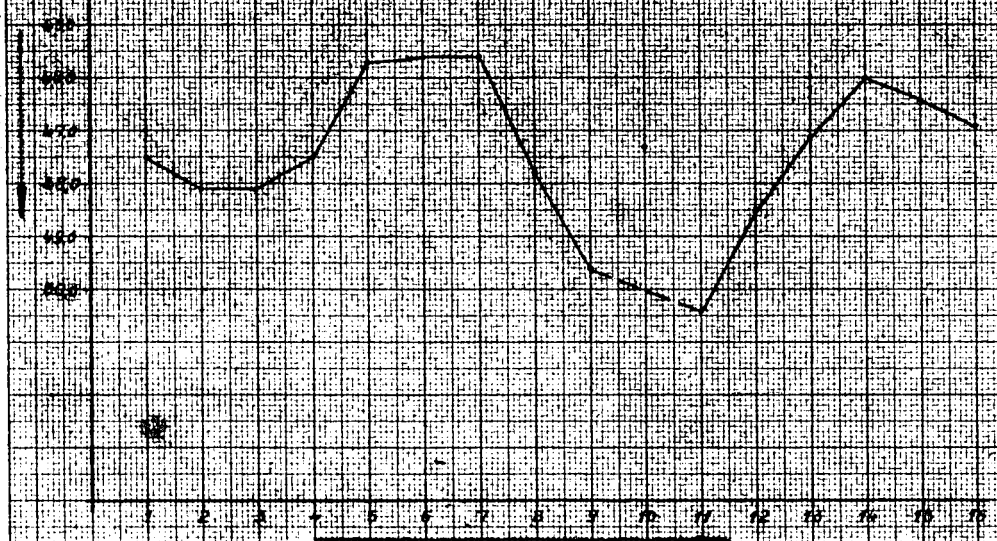
02433

### Schaubild 9

Wärmerichte Sättigung aus Rohr 1-16

Bündel mit Festgasverteiler Ring  
Rohr 1-16 ganz abgeschnitten

Mol. Gewicht



16 Rohre des Bündels 1/Dehydrierofen 7

Marktelle 13.9.40

Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Lohn-Works (Kern-Merseburg)

05-119

388 A4 (210,297 mm)

POOR  
COPY

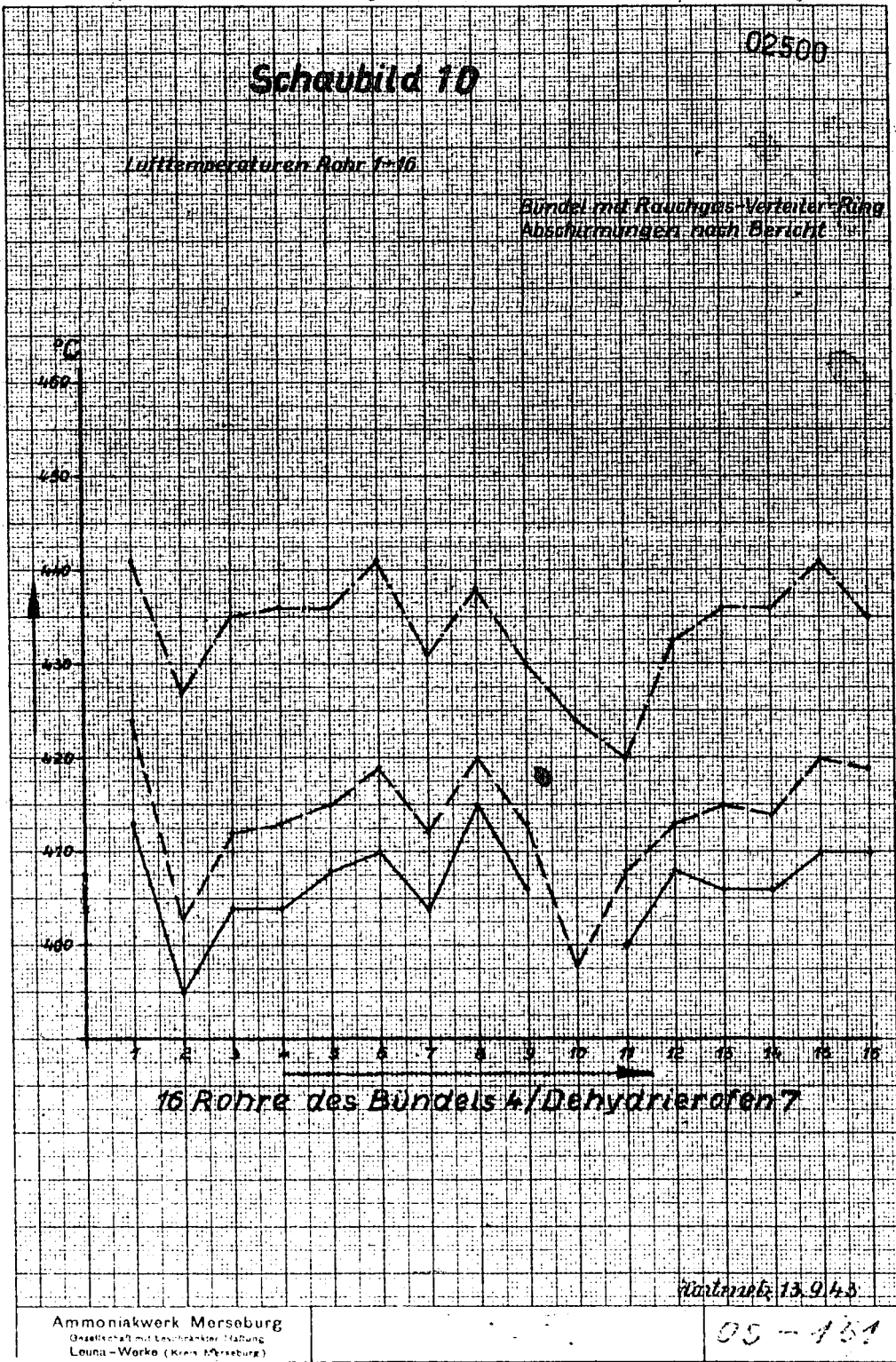
34

# Schaubild 10

02500

Lufttemperaturen Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteiler-Ring  
Abschirmungen nach Bericht



POOR  
COPY

34



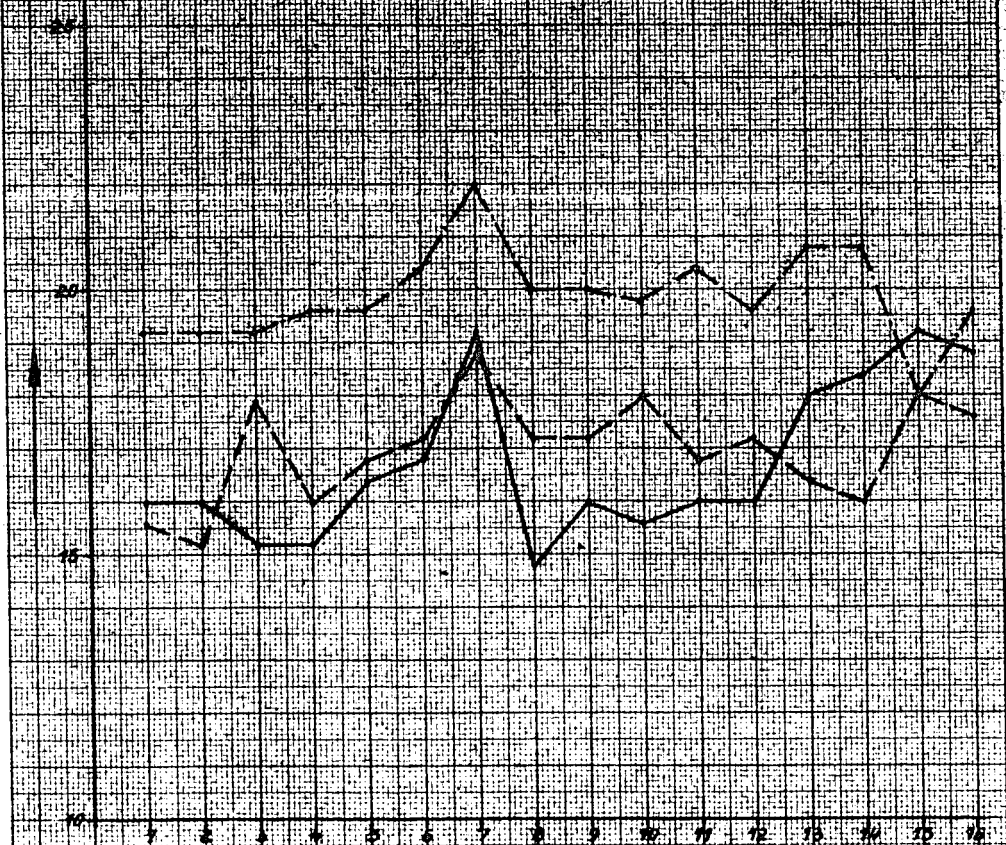
02501

### Schaubild 11

Wasser-Gehalt Rohr 1-16

Bündel mit Rohrbündel-Verteiler-King  
Abströmungen nicht Berührt

Vol.-% Wasser



16 Rohre des Bündels 1/Dehydrierofen 7

Wahlm. 14.9.43

Ammoniakwerk Merseburg  
 Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
 Leuna-Werke (Kraus Merseburg)

05-152

388 A4 (210x297 mm)

POOR COPY

34

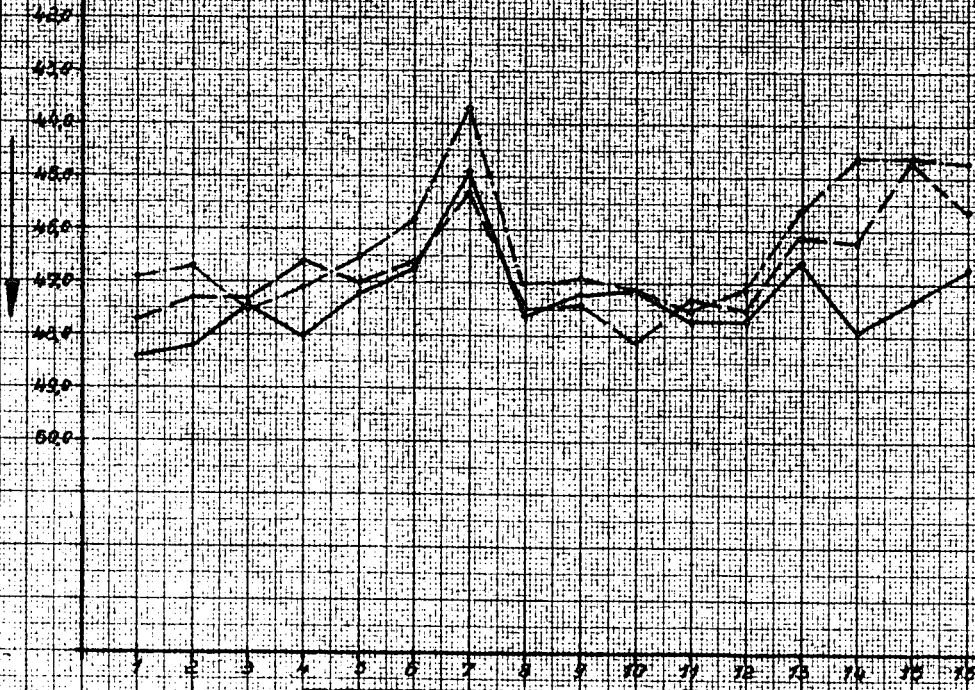
Schaubild 12

02502

Malgewichte 900t Gas Rohr 1-16

Bündel mit Rauchgas-Verteiler-Ring  
Anschmüngen nach Bericht

Mal-Gewicht



16 Rohre des Bündels 1/Dehydrierofen 7

Flachwerk 14.9.43

Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Leuna-Werke (Kern Merseburg)

05-153

POOR  
COPY

34



Weitergabe außerhalb des Versuchslaboratoriums darf nur  
 40250 auf Veranlassung des Laboratoriumsleiters erfolgen

**Geheim!**

02503

Aufgabe : 1104

Aufgabe : Katalysatorstudien

Bearbeiter: Krajewski, Hula, Bauer

1. Dies ist ein Staatsgeheimnis im Sinne des § 88 StGB.
2. Weitergabe nur verpfändeten bei Postbeförderung als „Einschreiben“.
3. Aufbewahrung unter Verantwortung des Empfängers unter gesicherter Befugnis.

Sch.

Stand am 1. Februar 1944

35

Katalytisches Cracken

Die Wiederholung des im letzten Bericht angeführten Kontaktes mit einem Gehalt an Chloridtonerde führte wieder zu einem guten Resultat (34 % Benzin). Die Festigkeit war wieder sehr ungünstig. Kieselgel derselben Fällung, das wir in feuchtem Zustand mit destilliertem und mit Kondenswasser gewaschen haben, zeigte in der Aktivität keinen merklichen Unterschied. Hingegen liegen die Werte bei Waschung mit wofatiertem Wasser viel besser. Dieser Versuch ist bisher nicht reproduziert worden. Es bestand der Verdacht, daß durch zu langes Waschen eine Qualitätsverschlechterung entstehen könnte. Die darüber angeführte Meßreihe zeigt folgendes:

Anzahl der Dekantationen	3	5	7	10
Kontaktnummer	5430	5434	5435	5438
Benzin (Regenerationswert)	27(22)	30(27)	23(26)	27(25)
Gesamtspaltung	44(38)	50(46)	45(41)	35(38)
Brom-Zahl	3(5)	2(4)	-(8)	6(7)

Vielleicht liegt bei kürzerer Waschzeit tatsächlich ein Optimum der Aktivität. Die Reihe wird reproduziert. Die Waschung von salzhaltigem getrocknetem Kieselgel wurde weiter untersucht. Sie liefert im Ganzen bisher genau so aktive Kontakte, wie die Waschung von feuchtem Gel. Im Mittel liegen die Werte der Versuchskatalysatoren wie auch die oben aufgewiesenen Werte zeigen in dieser Periode jedoch etwas tiefer als für einen guten Kontakt zu fordern wäre. Ein Grund dafür ist bis jetzt nicht zu erkennen. Eine Untersuchung des Einflusses der Anwesenheit von Ca und Mg-Ionen im Waschwasser läßt eine deutliche Schädigung nur für Mg-Ionen erkennen. Es wird damit eine frühere Untersuchung bestätigt.

Der Umbau unserer Vibratom-Mühle auf kontinuierlichem Betrieb veranlaßte Versuche über den Einfluß dieser Mahlung auf die Aktivität des Kieselgels. In einem Vergleichsversuch wurde in dieser Mühle einerseits und in der Kugelmühle andererseits gemahlen. Es ergibt sich kein Aktivitätsunterschied, obwohl bei der Mahlung in der Schwingmühle durch Verschleiß 0,21 % Eisen ins Gel gerieten. Von Interesse ist das Ergebnis eines Geles, das durch schlechte Bedienung der Mühle mit 0,83 % Eisen verunreinigt war: 27 und 31 % Benzin bei nur 35 und 42 % Gesamtspaltung und mittlerer Bromzahl. Dies zeigt, daß hier das Eisen, wie eigentlich zu erwarten, in einer Form vorliegt, die den Kontakt nicht schädigt. Ein Parallelversuch, den wir anstellten, um ein weniger aktives Kieselgel zu verbessern, endete positiv. Für die nächste Zeit ist die Anfertigung von 200 l Staubkontakt vorgesehen.

Hydroforming

Zu Anfang dieser Berichtsperiode wurde der Beschluß gefaßt, die Düsenapparatur mit Umgängen zu versehen, da die Pumpen beim Anlaufen mit 2800 U/min sofort heiß wurden. Weiter sollten Stickstoff-Standmesser zur Messung der Zulaufmengen angebracht werden. Die Durchführung dieser Veränderungen nahm den ganzen in Rede stehenden Zeitraum in Anspruch. Wir haben daneben eine Untersuchung über die Möglichkeiten der Kugelherstellung angestellt. Es ergab sich dabei zwei neue Wege,

POOR  
 COPY

35

1. (1.) die Verknetung von RT oder erhitzter RT mit A' (NO<sub>2</sub>)<sub>3</sub>-Lösung und 2.) die Verknetung dieser Substanzen mit hochpeptisierter gepulverter RT unter Zusatz von Wasser. Über die Brauchbarkeit dieser Verfahren in katalytischer Beziehung liegen noch keine Erfahrungen vor.

Dehydrierung von n-Butan

Auch in dieser Berichtsperiode ist wegen des Ausbaues der Fällungsapparatur an diesem Problem nicht weitergearbeitet worden.

Mesoporen

Im Laufe der Monate wurde immer wieder versucht " Si-Stoffe für die Zwecke der Phosphorsäurekatalysatoren heranzuziehen. Dabei ergab sich, daß diese Stoffe im Gemisch mit techn. Pyrophosphorsäure in strangfähige Massen überführt werden können, die sich nicht zu Kugeln formen lassen. In Zusammenarbeit mit der Kontaktfabrik haben wir nun versucht solche Kugeln auf einer Frankomamaschine herzustellen. Dieser Versuch hatte ein durchaus positives Ergebnis. Über die Aktivität dieses Kontaktes ist noch nichts bekannt. Im allgemeinen schwankten die Werte für solche Kontakte stark. Eine Untersuchung von vier im Handel befindlichen Si-Stoffen läßt zunächst nur das Produkt der Pa  $\text{H}_4\text{P}_2\text{O}_7$ , oder, Braunschweig als gut brauchbar erscheinen. Diese Kontakte waren in der Zusammensetzung 40 %  $\text{H}_4\text{P}_2\text{O}_7$ , 60 %  $\text{SiO}_2$ , hergestellt und 5 Stunden auf 500° erhitzt werden. In Verfolg der Erkenntnis, daß Basenaustauscher brauchbare Katalysatoren darstellen, haben wir versucht saure Aluminiumsilikate und saure Phosphorsäure einzusetzen. Diese Versuche brachten außer der Bestätigung, daß die Reaktion tatsächlich katalysiert wird, keine Erfolge. Entsprechende technische Basenaustauscher, die wir in Wolfen angefordert hatten, sind bis heute nicht eingetroffen. Daneben haben wir eine Untersuchung über den Austausch der Kieselgur gegen Kieselgel angestellt. In unbehandeltem Zustand läßt dieses sich nicht mit Phosphorsäuren verarbeiten. Hingegen gelingt es sogar leicht nach Erhitzung auf 400 - 800° im Gemisch mit Pyrosäure zu Massen zu kommen wie sie oben für Si-Stoffe beschrieben sind. Die Erhitzung auf 600° ergab im ersten Versuch einen sehr guten Umsatz. Die Arbeitsrichtung wird fortgesetzt.

Adipinsäuredinitrilkontakt

In der Zusammensetzung 30 %  $\text{H}_4\text{P}_2\text{O}_7$ , 10 %  $\text{SiO}_2$  als Wasserglas, 60 % Kieselgur und der Herstellung Type 5193 ist ein Kontakt aufgefunden worden, der 6 mal reproduziert ein gleichmäßig gutes Ergebnis aufweist. Dabei kommt es auf die Kieselgursorte sehr wesentlich an. Um Unklarheiten aufzuklären besuchte unser Sachbearbeiter die Lieferfirma für Kieselgur in Unterlüß. Neben der Sicherstellung eines laufenden Kontingentes an reinerer Kieselgur, Sorte 8015 für die Zwecke der Kontaktfabrik führte die Besprechung zur Beantragung der für den Ruhrchemiekontakt verwendeten Kieselgur. Von den unter Mesoporen beschriebenen Versuchen brachten die Si-Stoffe ein schlechtes Ergebnis mit Ausnahme des Si-Stoffes aus Wolfen. Kontaktkugeln aus diesem Material zeigen eine gute Ausbeute, bleiben aber doch etwas hinter den Werten der Type 5193 zurück. Durch Waschen mit HNO<sub>3</sub> wird dieser Si-Stoff in seiner Brauchbarkeit überraschenderweise stark geschädigt. Die Vorteile der Herstellung dieses Kontaktes gegenüber der Type 5193 sind jedoch so beträchtlich, daß die Versuche unbedingt weitergeführt werden müssen. Über die Versuche, Kieselgel anzuwenden, kann vorläufig noch nichts ausgesagt werden.

POOR  
COPY

35

#### Herstellung von Ni-Kontakten

Für die Versuche zur Darstellung SD200 wurden weitere Ni-Kontakte angefertigt. Neben Tränkkontakten, von denen der mit 28 - 30 % Ni-Gehalt die beste Aktivität zeitigte, welche letztere, durch Zerkleinern der Kontaktstücke noch weiterhin zu steigern wäre, wurden verschiedene Knetkontakte hergestellt: Hoeschtonerde und Ni-Oxyde verschiedener Mahlfeinheiten, Nicarbonat, gefälltes Hydroxyd und an Herrn Dr. Geib zur Ausprüfung übergeben. Die Herstellung eines Mischfällkontaktes wurde zurückgestellt, da der Betriebs-Ni-Kontakt 3390 gute Umsätze erzielte.

#### Aufarbeitung des Mo-Kontaktes 5931

Weitere Versuche, die Ausbeute an Mo bei der Aufarbeitung eines verbrauchten Kontaktes 5931 wesentlich über 90 % zu steigern sind nur in einem Falle geglückt. Es wurde der Kontakt 2 - 5 Std. mit  $\text{NO}_2$  bei  $300^\circ$  behandelt, danach im Autoklaven bei  $120^\circ$  mit  $\text{NH}_3$  (10 %) im Verhältnis 1 : 5 während 5 Std. extrahiert. Es gelang, auf diese Weise 95 - 96 % des Mo-Gehaltes in Lösung zu bringen.

Mit  $\text{NO}_2$  vorbehandelte Kontaktproben wurden bei gewöhnlichem Druck mit  $\text{NH}_3$  durch Umpumpen 1.) bei Zimmertemperatur, 2.) bei  $60 - 70^\circ$  extrahiert. Es zeigte sich kein Unterschied, ob 2 oder 5 Stunden mit  $\text{NO}_2$  Gas behandelt wurde, es verblieben in allen Fällen bei Extraktion, die bis  $60 - 70^\circ$  ausgeführt wurden  $10 \pm 2$  % Rest im Kontakt. Dieses Ergebnis bedeutet, daß bei Vorbehandlung mit  $\text{NO}_2$ -Gas dieselben Ausbeuten schon bei  $60 - 70^\circ$  erzielt werden können, die ohne Vorbehandlung erst im Autoklaven möglich waren, ohne Vorbehandlung konnten nur 53 % herausgelöst werden, bei  $25^\circ$  bis 52,6 %. Weitere Versuche sind noch im Gange.

Sodann wurde eine saure Extraktion vorgenommen. Kontakt 5931 wurde mit  $\text{HNO}_3$  verschiedener Konzentrationen bei Zimmer- und erhöhter Temperatur behandelt, die Analysendaten liegen noch nicht alle vor.

#### Aktive Tonerde:

Die Fällapparatur für Al-Hydroxyd unter Benutzung des Kühlkreislaufes ist fertiggestellt. Es wurden Fällungen in Anlehnung an die Kleinversuche des vergangenen Halbjahres unternommen. Mit sehr gutem Erfolg arbeitete das benutzte Imperial-Drehfilter. Die Auswaschung erfolgte teils durch Auszumpfen des stückigen Niederschlages, teils durch mehrfaches Amalschen des Drehfilterkuchens und erneute Aufgabe auf das Filter. Die Ausprüfungen bezüglich Kontaktwirkung stehen noch aus.

POOR  
COPY

35



Hieraus lassen sich 110-120 000 jato MHD-Benzin erzeugen.  
Dieser Rechnung liegen auch Verarbeitungsgänge für gleiche Benzine  
aus s-Bi + Mi einer Fahrweise auf 32% S'öl-Überschuss bei. Weiter  
eine Anlageschätzung für die gesamte Anlage zur Erzeugung von 170-  
er Benzin aus s-Bi + Mi der Fahrweise auf Benzin und Mittelöl.

POOR  
COPY

35

Gestehtpreisrechnung für Autobenzin und  
DHD-Verprodukt,  
aus Steinkohlen.

02507

S-Phase, 700 atm

Kapazität: 146 000 jato s-Bi+Mi.

1,73 t Hydrierkohle 10% Wasser, 4% Asche à 23.-  
1900 m<sup>3</sup> H<sub>2</sub> à 4,4 Pfg. (Fintsch-Brassert-Gen.24.-/t Koks)  
Treibgas-Gutschrift 141 kg à 20 Pfg.  
Hygas-Gutschrift 2,93·10<sup>6</sup> WE à 6.-

M/to s-Bi+Mi

40.--  
83,50  
21,40  
144,90 78,20

Kat.+ Chemikalien  
Energien<sup>3)</sup>  
Löhne u. Gehälter, Betr'mat. u. Labor-Kosten<sup>2)</sup> 8,7·1,50+50%  
Reparaturen 6,5% von 34,2 Mill.  
Feuerschutz + Steuern<sup>1)</sup>  
Amortisation 10% v. 34,2 Mill.  
Generalia 10% v. 174,80  
Verzinsung 3% v. 34,2 Mill.  
Verzinsung 5% v. 2,5 Mill.

2,40  
32,--  
19,60  
15,20  
7,50  
23,40  
17,85  
7,--  
0,80

2,40  
32,--  
19,60  
46,10  
174,80  
25,65  
204,30

Gas-Phase 300/300 atm	Mk/t Autobi	Mk/t 170er B1 <sup>4)</sup>	Gasph. 700 at.	Mk/t Autobi	Mk/t 170er B1 <sup>4)</sup>
1,09 t s-Bi + Mi	1,09 t s-Bi+Mi 222,50	1,11 t s-Bi+Mi <sup>5)</sup> 227,25	1,11 t s-Bi+Mi	227,25	1,14 t s-Bi+Mi <sup>5)</sup> 233,50
Wasserstoff	800 m <sup>3</sup> 33,60	885 m <sup>3</sup> 37,20	675 m <sup>3</sup>	28,40	695 m <sup>3</sup> 29,20
Treibgas	66 kg 13,40	121 kg 24,40	58 kg 11,60		108 kg 21,60
Hygas à 1000 WE	345 m <sup>3</sup> 14,10	475 m <sup>3</sup> 18,85	540 m <sup>3</sup> 3,45		610 m <sup>3</sup> 3,65
Kat.+ Chemikalien	4,80	5,15		1,35	1,45
Energien	11,80	12,35		13,70	14,55
Löhne, Gehälter, Betr'mat.+ Laborkosten	9,20	8,95		9,60	9,40
Reparaturen 6,5% <del>xxxxxxx</del>	12,7 Mill. <sup>6)</sup> 6.--	13,8 Mill. 6,85	16,6 Mill. <sup>6)</sup>	8,25	16,6 Mill. 8,45
Feuerschutz + Steuern	3,45	3,40		3,95	4.--
Amortisation	( $\approx$ 285,10) 19,35	( $\approx$ 284,60) 10,50	( $\approx$ 290,30)	12,65	(288,25) 12,95
Generalia 10% v. Sa. abzgl. Rohstoff	6,30	5,75		6,30	5,50
Verzinsung 3% <del>xxxxxxx</del>	v. 12,7 Mill. 3,10	13,8 Mill. 3,15	16,6 Mill.	3,80	16,6 Mill. 3,90
" 5%	0,82 Mill. 0,30	0,9 Mill. 0,35	1,88 Mill.	0,40	1,08 Mill. 0,40
	294,80	293,85		300,80	298,05
		Stabilisierung 2,50			Stabilisierung 2,50
		Wäsche 0,90			Wäsche 0,90
		305,45 = 297,25			309,45 = 301,45

1) 0,6% Feuerschutz  
0,1% Gr. Verm. u. Gebäude  
0,9% Ind. Rel. u. Verm. Steuer  
v. 36,5 Mill.  
13% Gewerbesteuer v. Löhnen + Geh.

2) Gehälter 30% v. Löhnen  
Betr'mat. + Laborkosten  
20% v. Löhnen.

3) HD-Dampf 4,50/t  
ND-Dampf 3,70/t  
Strom 1,5 Pf/kWh  
Wasser 1 Pfg/m<sup>3</sup>  
Hygas 6.-/10<sup>6</sup> WE

4) Es ist auf CA-Preis B1  
gerechnet, da Stabil. u. Wäsche  
aber als Best'teil der DHD-Anlage  
nicht in den Spesen enthalten sind,  
werden sie gesondert verrechnet.

5) DHD-Rückstand nicht  
belastet,  
daher in der DHD-  
Stufe nicht gutge-  
schrieben.

6) Entsprechend Schätzung v. 22.10.41,  
umgerechnet aus Anlagekosten für  
170er Benzin.

Anlage Lu-Op für Autobenzin  
bezw. 170er Benzin für DHD aus Steinkohle.  
Verarbeitungsgänge.

02508

Fahrweise Benzin + Mittelöl:				Fahrweise 32% Schweröl-Überschuss:			
S-Phase, 700 atm I = 0,245				S-Phase, 700 atm I = 0,4			
Vorbereitung	31,6 stuto			Vorbereitung	50,5 stuto		
Mahltröcknung	32,0 "			Mahltröcknung	51,5 "		
Breimahlung u. Pressen	74,0 "			Breimahlung u. Pressen	111,4 "		
Gasumlauf	123 000 m <sup>3</sup>			Gasumlauf	197 000 m <sup>3</sup>		
Ölwäsche	110 "			Ölwäsche	150 "		
Kompression	35 000 "			Kompression	50 000 "		
Kammern	2(0000) 18 m lg, 1000Ø			Kammern	2(0000) 18 m lg.,		
Schleuderei	45 stuto			Schleuderei	73,3 stuto 1000Ø		
Schwelerei	8,1 "			Schwelerei	14,2 "		
Abstr. Destillation	41,7 "			Abstr. Destill.	75,5 "		
Abg. d. Kolonne	3,31 "	Bi -200°		Abg. d. Kolonne	5,55 st. Bi -200°		
Treibgas u. Gasbi	14,9 "	Mi -325°		Treibgas u. Gasbi	27,85 " Mi -325°		
	0,55 "	C <sub>5</sub> + 2,58 st.			0,9 st. C <sub>5</sub> + 3,58 st.		
		C <sub>3</sub> + E <sub>4</sub>			C <sub>3</sub> + E <sub>4</sub>		
				Heizöl	14,75 st.		

	Gasphase 300 atm		Gasphase 700 atm		Gasphase 300 atm		Gasphase 700 atm	
	170er Benzin	Autobenzin	170er Benzin	Autobenzin	170er Benzin	Autobenzin	170er Benzin	Autobenzin
Einspr'pumpen	18,95+19,6 stuto	18,3+16,3 stuto	34,7 stuto	33,0 stuto	15,2+10,3 stuto	15,05+9,5 stuto	25,0 stuto	24,1 stuto
Gasumlauf	76000+39000m <sup>3</sup>	73000+32600m <sup>3</sup>	104 000 m <sup>3</sup>	99 000 m <sup>3</sup>	61000+20600m <sup>3</sup>	60000+19000 m <sup>3</sup>	75 000 m <sup>3</sup>	72 000 m <sup>3</sup>
Kompression	-	-	11 100 "	11 100 "	-	-	7 180 "	7 250 "
Kammern	1(000) + 1(000)	1(000) + 1(00)	1(000) + 1(00)	1(000) + 1(00)	1(000) + 1(00)	1(000) + 1(00)	1(0000)	1(0000)
Abstr. Destill.	18,2 + 18,9 st.	17,6 + 16,3 st.	32,2 stuto	31,3 stuto	14,3+9,9 stuto	14,2+9,15 stuto	23,2 stuto	24,0 stuto
Abg. d. Kolonne	6,0 + 10,4 "	6,7 + 10,2 "	16,0 "	16,45 "	7,9+5,65 stuto	7,8 + 5,9 "	13,45 "	13,7 "
Bi. Stabilisierung	-	16,8 stuto	-	16,45 "	-	13,7 "	-	13,7 "
Bi-Wäsche	-	16,8 "	-	16,45 "	-	13,7 "	-	13,7 "
Entbenzinierung und Treibgasgewinnung	0,33 C <sub>5</sub> + 2,0 C <sub>3</sub> +C <sub>4</sub>	0,3 C <sub>5</sub> + 1,16 C <sub>3</sub> +C <sub>4</sub>	0,24+1,73 stuto	0,24+0,97 st.	0,3 st. C <sub>5</sub> + 1,45 C <sub>3</sub> + C <sub>4</sub>	0,28 st. C <sub>5</sub> + 0,84 C <sub>3</sub> +E <sub>4</sub>	0,27 st. C <sub>5</sub> + 1,18 C <sub>3</sub> +C <sub>4</sub>	0,27 st. C <sub>5</sub> + 0,67 C <sub>3</sub> +C <sub>4</sub>
H <sub>2</sub> -Anfall 95% Ausb.	111,7·10 <sup>6</sup> WE	100·10 <sup>6</sup> WE	110,5·10 <sup>6</sup> WE	101,5·10 <sup>6</sup> WE	ca. 10%	ca. 9%	31%	30%
Aromaten Gew. %	ca. 10%	ca. 9%	32%	31%	ca. 10%	ca. 9%	31%	30%
Gesamt H <sub>2</sub> -Verbr.	14600 m <sup>3</sup> 35000 "	13450 m <sup>3</sup> 35000 "	11100 m <sup>3</sup> 35000 "	11100 m <sup>3</sup> 35000 "	10400 m <sup>3</sup> 50000 "	9600 m <sup>3</sup> 50000 "	7180 m <sup>3</sup> 50000 "	7250 m <sup>3</sup> 50000 "
	49600 "	48450 "	46000 "	46000 "	60400 "	59600 "	57180 "	57250 "
Bilanz vom:	20,9,41	20,9,41	7.10.41	7.10.41	20.11.40 blau	20.11.40	7.10.41	7.10.41 grün



Schätzung  
der Kosten für eine Anlage zur  
Erzeugung von 125 000 tate HD-Verprodukt für die Ver-  
arbeitung auf 100 000 tate Hochleistungstreibstoff aus  
Steinkohle auf dem Gelände zwischen Lu und Op.

Zusammenstellung:

1. Wasserstoffherstellung (Erweiterung der Gasfabrik in Oppau)	= 24,5%	20 700 000.--
2. Eigentliche Hydrierung	= 47,3%	40 000 000.--
3. Hygasreinigung		1 400 000.--
4. Energieerzeugung (Erweiterung des Kraftwerkes und Wasserwerkes)	= 8,3%	7 000 000.--
5. Energieverteilung		4 000 000.--
6. Nebenanlagen	+ "3" = 100,0%	11 000 000.--
7. Verschiedenes	6,5%	5 500 000.--
		<hr/> 90 000 000.-- =====

Wasserstoffherstellung  
50 000 m<sup>3</sup>/h H<sub>2</sub> aus Koks.

Dieser Anlagenteil wird im Werk Oppau im Anschluss an die vorhandene Gasfabrik errichtet.

Kokslager und Transporteinrichtungen	300 000.-
Wassergasfabrik für 50 000 m <sup>3</sup> /h H <sub>2</sub> 9+1 Generatoren	6 500 000.-
F-Kohleschwefelreinigung	1 400 000.-
Kontaktwasserstoffherstellung	2 300 000.-
Gasbehälter	400 000.-
CO <sub>2</sub> -Reinigung	2 000 000.-
Kompression auf 325 atü	5 000 000.-
Rohrleitungen	500 000.-
	<hr/>
	20 700 000.-
	=====

Eigentliche Hydrirung:  
(Verarbeitungsgang vom 2. November 1942)

Dieser Anlagenteil wird auf dem Gelände zwischen Ludwigs-  
hafen und Oppau errichtet.

a) Sumpphase, 700 atm:

Kohlebunkerung, Mahlung, Trocknung und Anmischung	2 300 000.-
Breipressenbetrieb	2 400 000.-
Gasumlaufpumpenbetrieb	800 000.-
Kohlekammer 2 x 4-f.	10 600 000.-
Kreislaufgaswäsche	2 000 000.-
Rückstandschleuderei	1 300 000.-
Rückstandschwelerei	1 400 000.-
Tanklager f. schwere Öle	700 000.-
Kohlabbastereiferdestillation	1 300 000.-
Kompression 300 auf 700 at	1 000 000.-
HD- und ND-Leitungen einschl. Kreislaufleitungen	1 500 000.-
	<hr/>
	25 300 000.-

b) Gasphase:

	<u>700 at</u>	<u>300 at</u>
Einspr'umpen- bzw. Gasumlauf- pumpenbetrieb	1 600 000.-	1 600 000.-
Benzinkammern 1x3, 1x2-f. bzw. 2x3-f.	7 300 000.-	5 400 000.-
Tanklager f. leichte Öle	700 000.-	700 000.-
Benzinabbastereiferdestil- lation	1 000 000.-	1 200 000.-
HD- und ND-Leitungen	1 200 000.-	1 000 000.-
Kompression 300 — 700 at	400 000.-	-
	<hr/>	<hr/>
	12 200 000.-	9 900 000.-



2. Gemeinsame Anlagen:

Verkaufstanklager Abfüllstation, (evtl. auf der Friesenheimer Insel, jedoch ohne Anlagestell.)	1 500 000.-
Treibgasanlage, und Entbenzinierung Abfüllstation	2 000 000.-
Isoliergerüste, Netztensionung	500 000.-
Leitungen, evtl. zur Friesen- heimerinsel	1 000 000.-
	<hr/> 4 800 000.-

3. Hygasreinigung:

Dieser Anlageteil wird ebenfalls auf dem Gelände zwischen  
Lu und Op erstellt:

Alkaidanlage	400 000.-
Claus-anlage Nachverbrennung, säurefester Schornstein	600 000.-
Gebäudehaus für H <sub>2</sub> S-Öle	150 000.-
Gasbehälter	200 000.-
Verschiedenes	50 000.-
	<hr/> 1 400 000.-

4. Energieerzeugung:

Erweiterung des Kraftwerkes um 1 Kessel und 1 Turbine	5 000 000.-
Erweiterung des Wasserwerkes bzw. Erstellung von Rückkühltürmen	2 000 000.-
Kraftgasbedarf wird gedeckt durch das Restwassergas und Hygas ohne O <sub>3</sub> , O <sub>4</sub> , O <sub>5</sub>	
	<hr/> 7 000 000.-

02513

5. Energieverteilung:

Dampfleitungen	1 000 000.-
Wasserleitungen	500 000.-
Stromleitungen einschl. Umspannstation	2 000 000.-
Hygasleitungen	400 000.-
Verschiedenes	500 000.-
	<hr/> 4 400 000.-

6. Nebenanlagen:

Werkstätten (einschl. Betr'kontrolle, Schmiede, Elektriker und Lager)	1 200 000.-
Laboratorien	1 000 000.-
Betriebsgebäude	800 000.-
Waschkammern	400 000.-
Luftschutzbunker	1 000 000.-
Geländeregulierung	1 500 000.-
Gleisanlagen u. Strassen	1 500 000.-
Kanalisation	1 000 000.-
Phenolwasserreinigung	500 000.-
Bau - Stromversorgung und Wasserversorgung	200 000.-
Baustelleneinrichtung	100 000.-
Schienenfahrzeuge	1 000 000.-
Schienenlose Fahrzeuge	200 000.-
Einziehung	50 000.-
Verschiedenes	550 000.-
	<hr/> 11 000 000.-

02514

7. Verschiedenes:

Kontakte	1 000 000.-
Projektierung	1 000 000.-
Bauverwaltung und Baubetriebskosten	2 000 000.-
Beteiligung am Bau von Wohnungen	1 000 000.-
Geländeerwerb	vorhanden
Arbeiterunterkunft	vorhanden
Verschiedenes	500 000.-
	<hr/>
	5 500 000.-



H<sub>2</sub>-Herstellung  
für die Anlage Lu-Op. Fall Steinkohle.

I. Aus Koks:

a) DHD-Benzin, 700 atm Gasphase (einschl. S'phase)

Hygas (95%)	110 Mill. WE	
DHD-Gas "	13 " "	
R W G	29 " "	152 Mill.
Treibgas aus Hy. u. DHD-Gas	53 Mill. WE	
Heizgasbedarf f. Hydr. u. DHD	46 " "	- 99 "
Überschuss		53 Mill.

b) DHD-Benzin, 300 atm Gasphase (einschl. S'phg.)

Hygas	112 Mill. WE	
DHD-Gas	29 " "	
R W G	31 " "	172 Mill.
Treibgas aus Hygas u. DHD	64 Mill. WE	
Heizgasbedarf f. Hydr. u. <sup>gas</sup> DHD	52 " "	116 "
Überschuss		56 Mill.

II. Hygas-Spaltung:

a) DHD-Benzin, 700 atm Gasphase (einschl. S-Phase)

Heizgasbedarf f. Hydr.; DHD, u. Spaltung	92 Mill. WE	Fremdbezug
Hygas + DHD-Gas	123 " "	
Treibgas	-53 " "	70 Mill.
Hygasbedarf f. Spaltung	115 Mill. WE	

Demnach können nur etwa 60% des H<sub>2</sub> aus Hygas (bei voller Treibgasgewinnung) erzeugt werden.

b) DHD-Benzin, 300 atm Gasph. (einschl. S-Phase)

Heizgasbedarf f. Hydr., DHD u. Spaltung	102 Mill. WE	Fremdbezug
Hygas + DHD-Gas	141 " "	
Treibgas	-64 " "	77 Mill.
Hygasbedarf f. Spaltung	125 Mill. WE	

Demnach können (bei voller Treibgasgewinnung) nur etwa 60% des H<sub>2</sub> aus Hygas erzeugt werden.

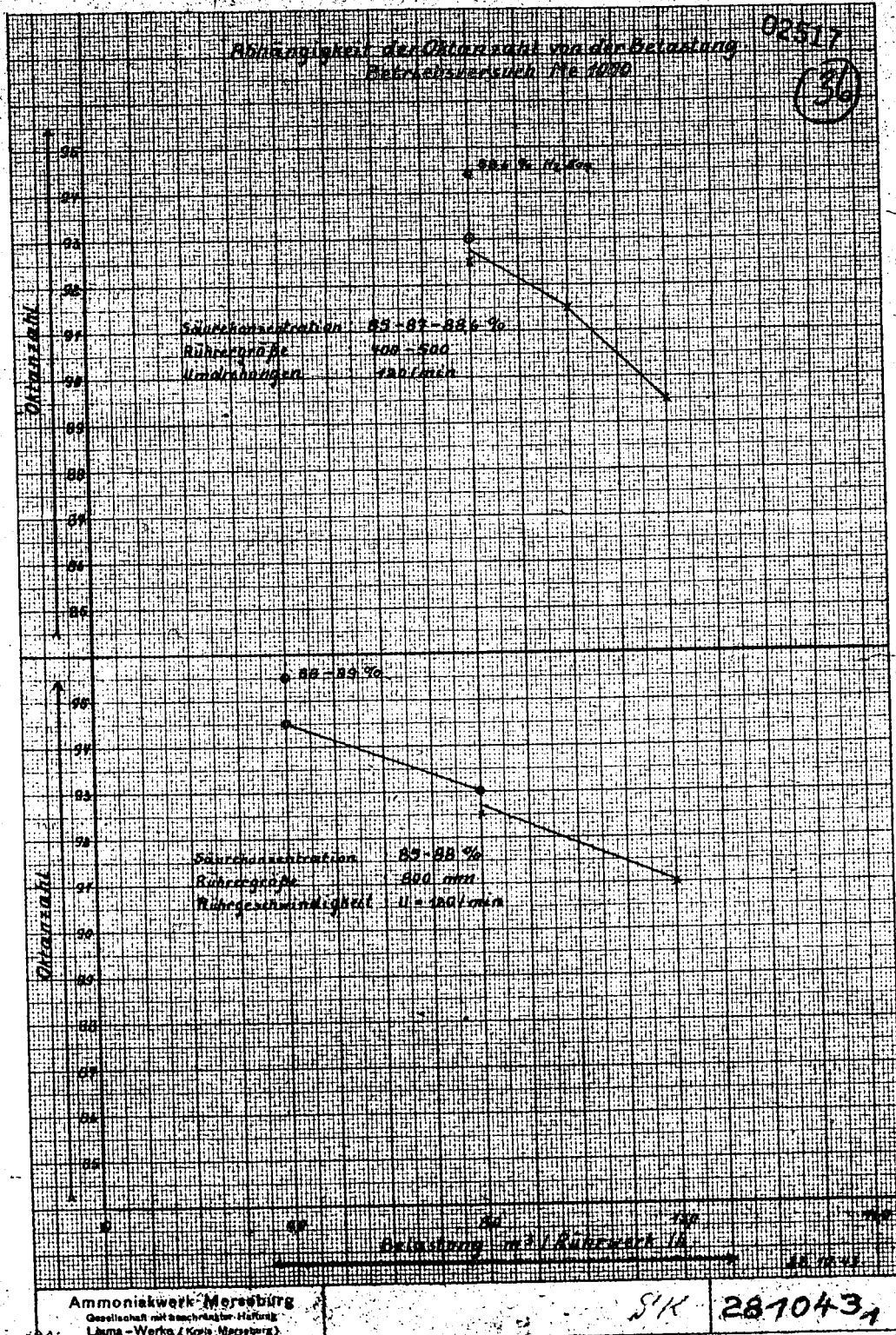
Energiebedarf:

1. 170er Benzin bei 300 atm einschl. S-Phase und H<sub>2</sub>-Herstellung.

	HD	ND	Gas	Wasser	Strom
Hydrierung G-Ph.	0,1	6,0	9000	1110	2245
H <sub>2</sub>	35,0	80,0	-	4450	26500
Hydrierung S-Ph.	7,3	27,5	34000	1830	13500
	38,6	103,5	43000	7390	42245

2. 170er Benzin bei 700 atm.

Hydrierung S-Ph.	7,3	27,5	34000	1830	13500
H <sub>2</sub>	33,0	65,0	-	4100	24600
Hydrierung G-Ph.	0,7	6,0	6200	1150	4545
	37,0	98,5	40200	7080	42645



POOR  
COPY

36



02518

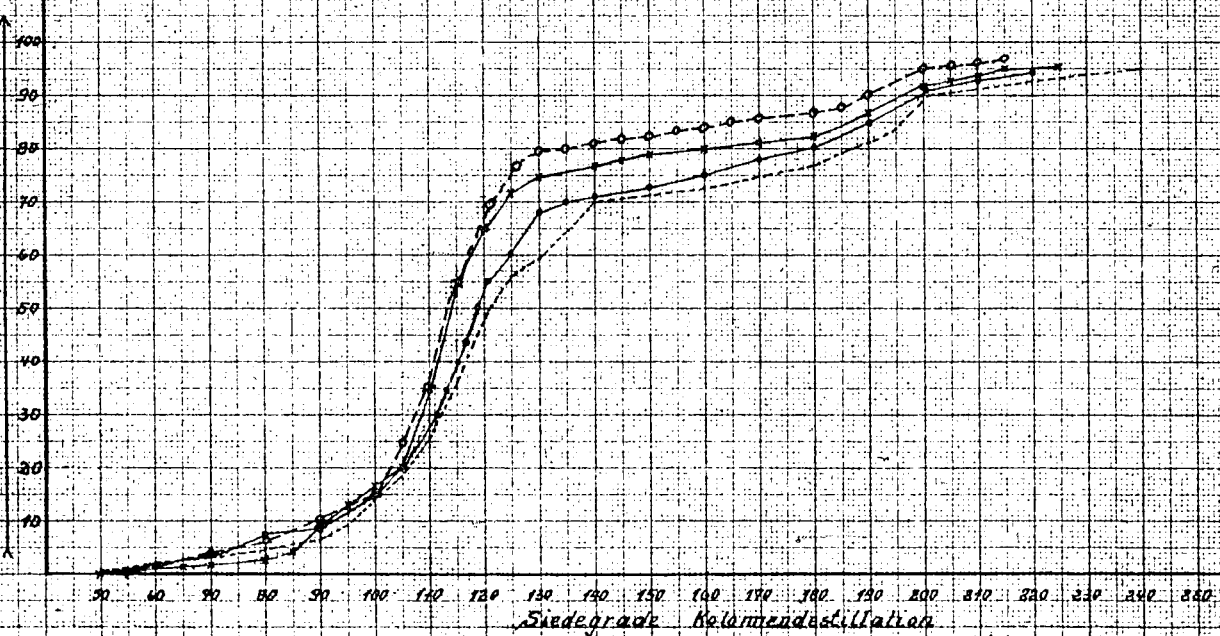
Abhängigkeit des Siedeverlaufes (Kolomendestillation) des F.T. 120 von der Belastung in der Alkylierung.

Konstante:  
Säurekonzentration : 84-85 %  
Rührgeschwindigkeit :  $\dot{V} = 120 \text{ l/min}$

Variable:  
Rührwerk : 8, Belastung : 3,0, Rührgröße : 800 mm  
Rührwerk : 8, Belastung : 12,0, Rührgröße : 800 mm  
Rührwerk : 6, Belastung : 3,0, Rührgröße : 300 mm  
Rührwerk : 6, Belastung : 12,0, Rührgröße : 500 mm

SK 1012432

Verl. %



Siedegrade Kolomendestillation

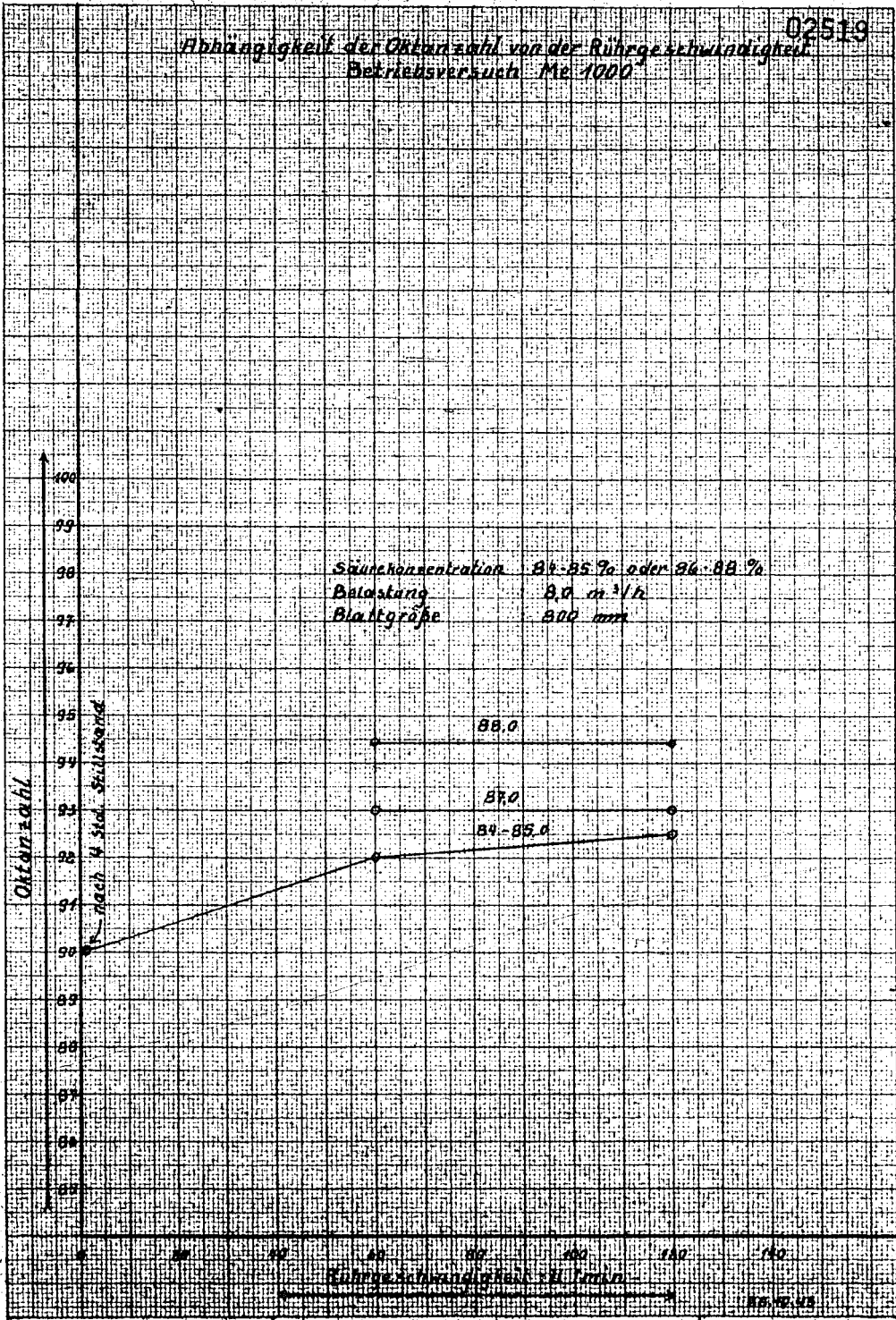
Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
Lama-Werke (AG Merseburg)  
388 A4 (10x257 mm)

POOR  
COPY

36

02519

Abhängigkeit der Oktanzahl von der Rührgeschwindigkeit  
Betriebsversuch Me 1000



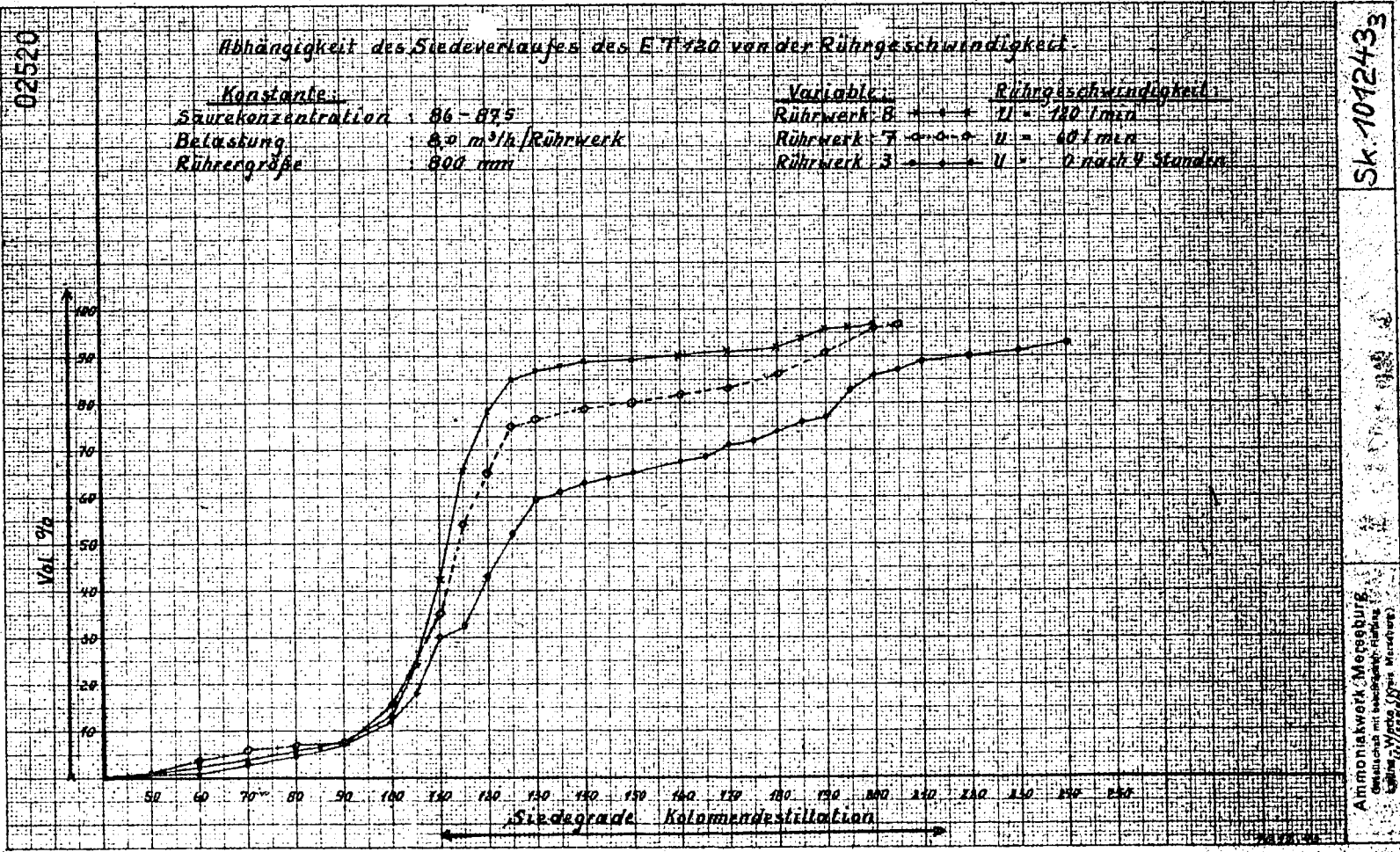
Ammoniakwerk Merseburg  
Gesellschaft für Spezialchemie  
Leuna-Works (Leuna-Merseburg)

SK 2810433

POOR  
COPY

36

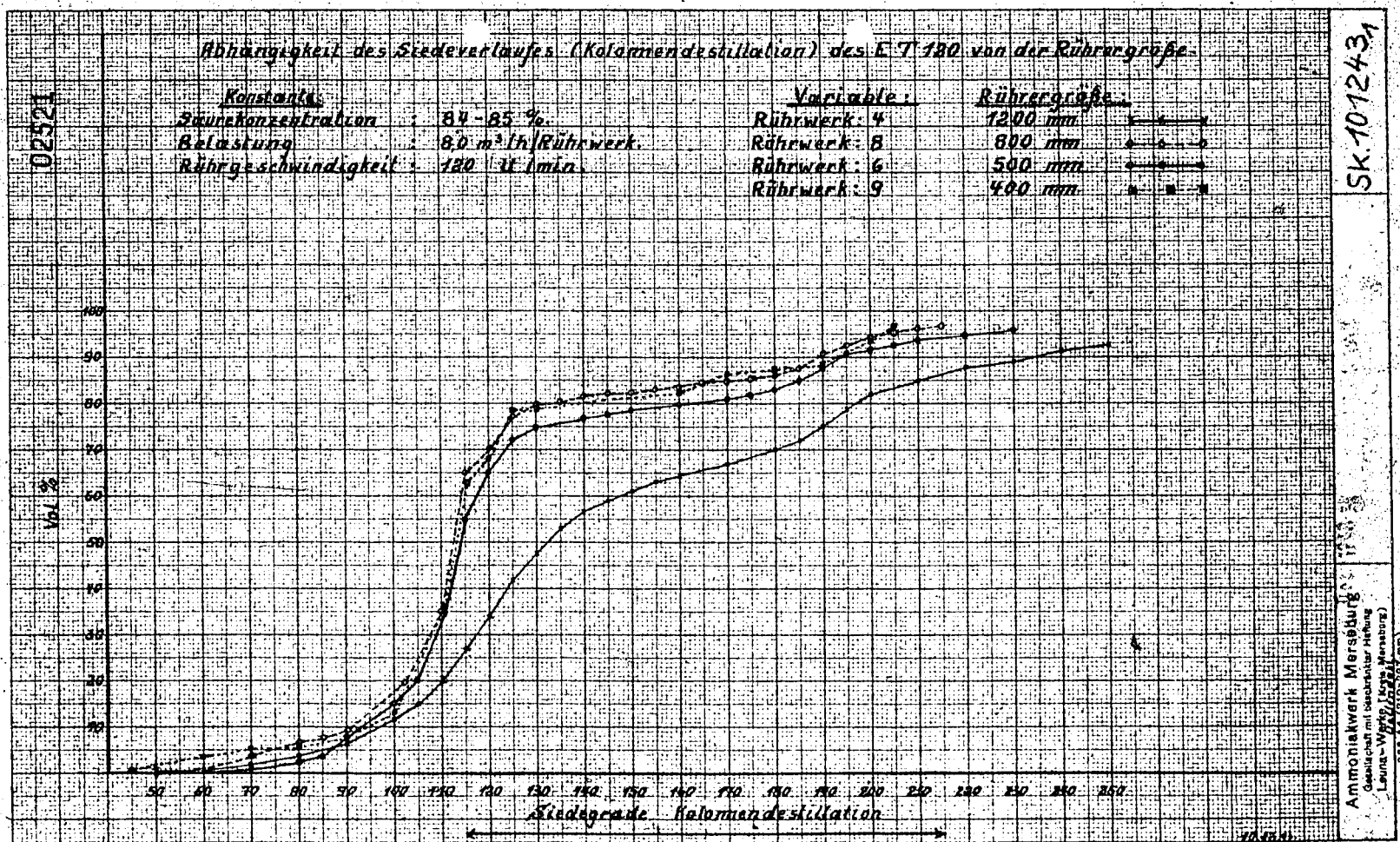




POOR  
COPY

36

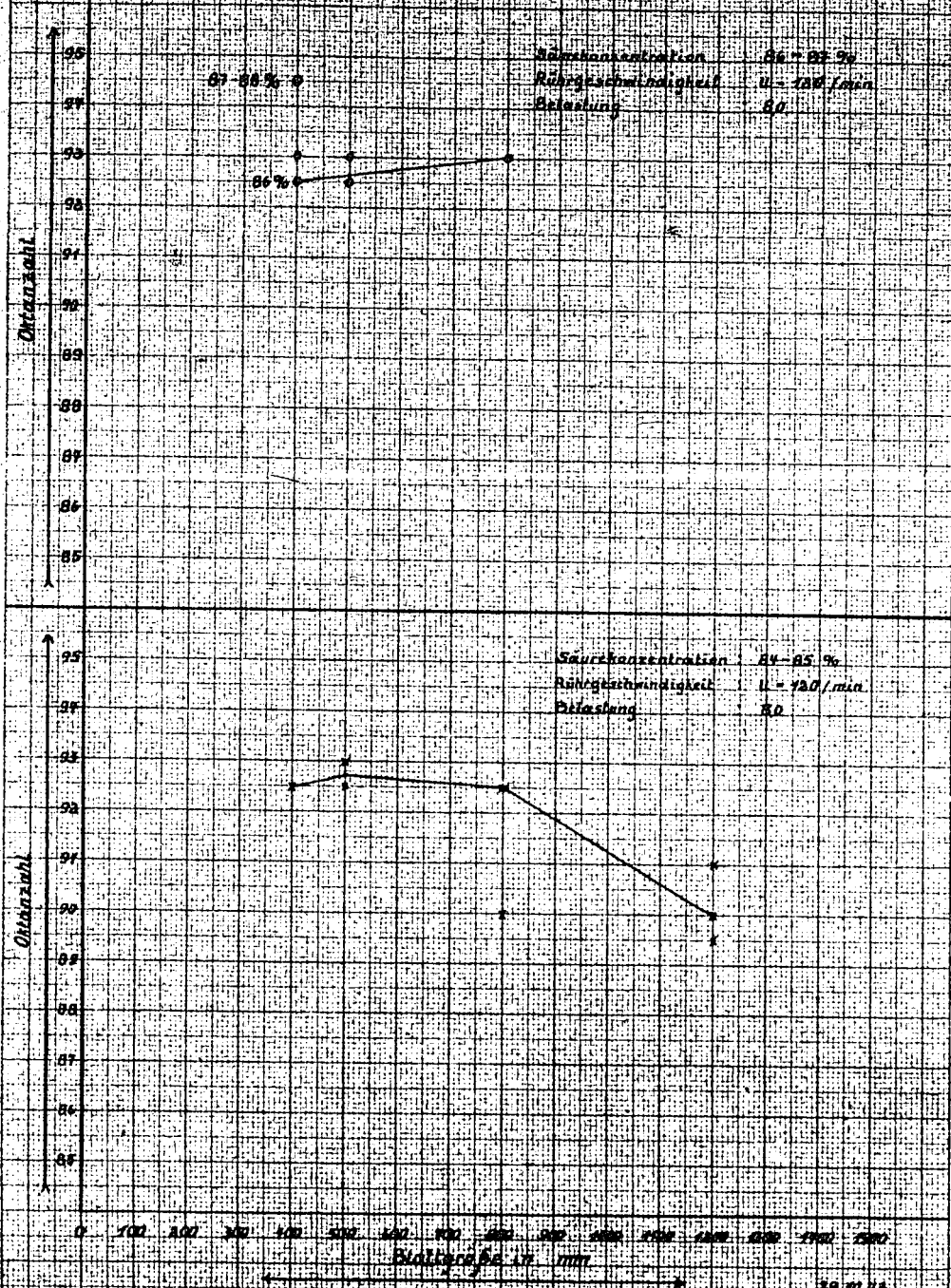




POOR  
COPY

36

Abhängigkeit der Oktanzahl von der Größe des Rührers 02522  
 Betriebsversuch Nr. 1000

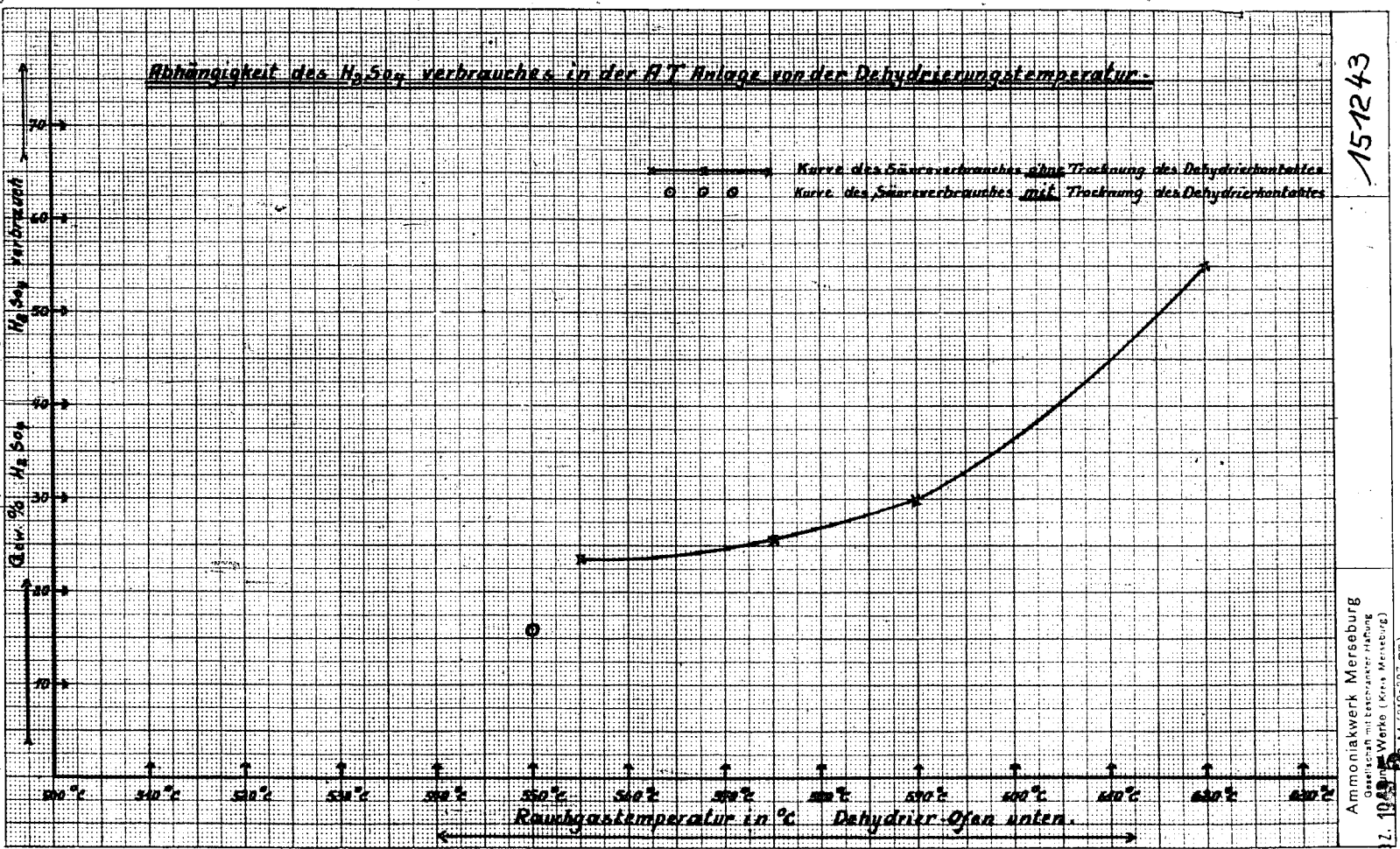


Ammoniakwerk Merseburg  
 Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
 Salma-Werke (Kraus Merseburg)  
 888 A+ (210x297 mm)

S/K 2810432

POOR COPY 36





15-12-43

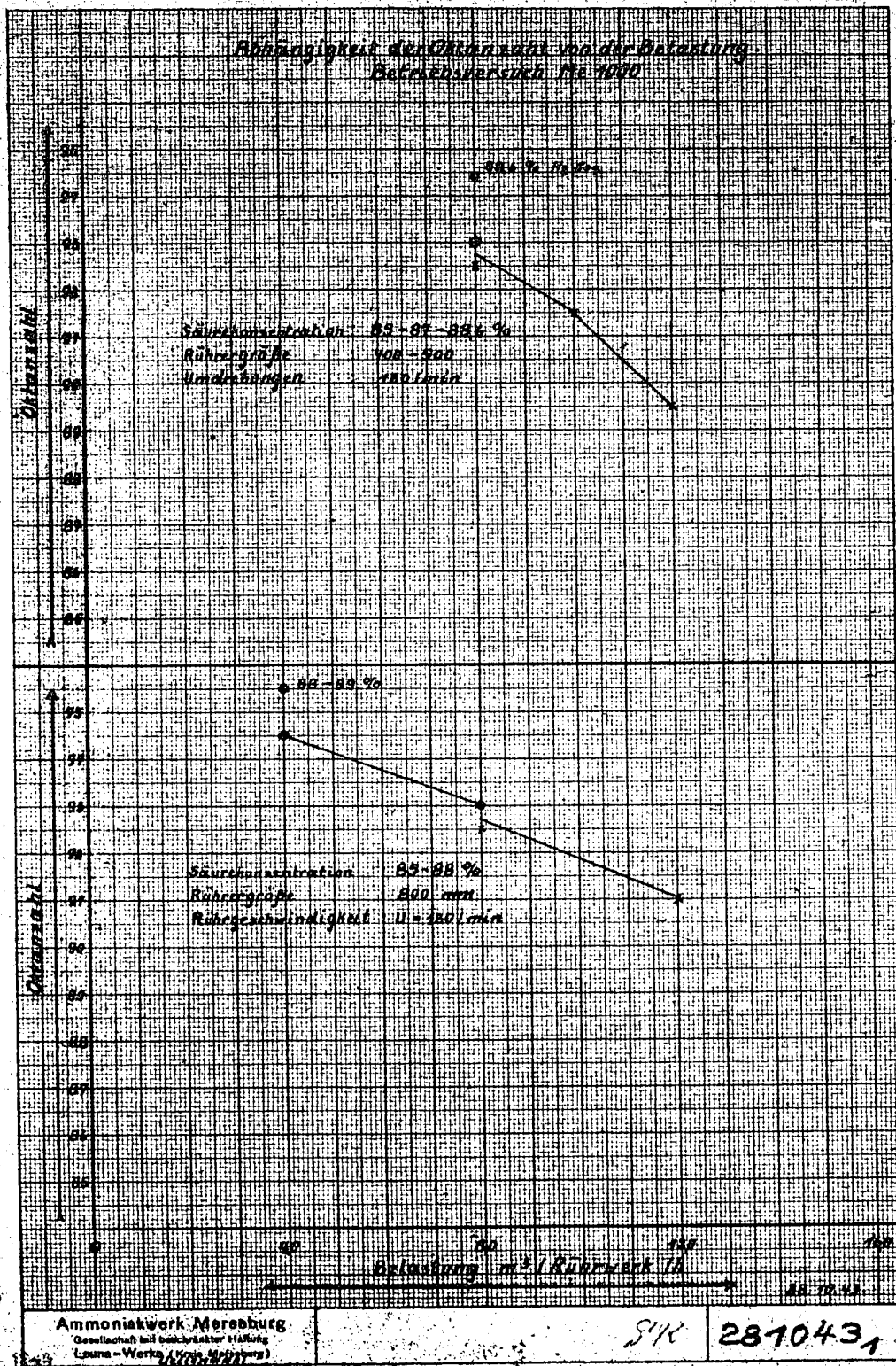
Ammoniakwerk Merseburg  
 Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
 Merseburger Werke (Kraus Merseburg)  
 2. 10. 1943  
 5 A 4 (210x297 mm)

02523

POOR  
 COPY

36

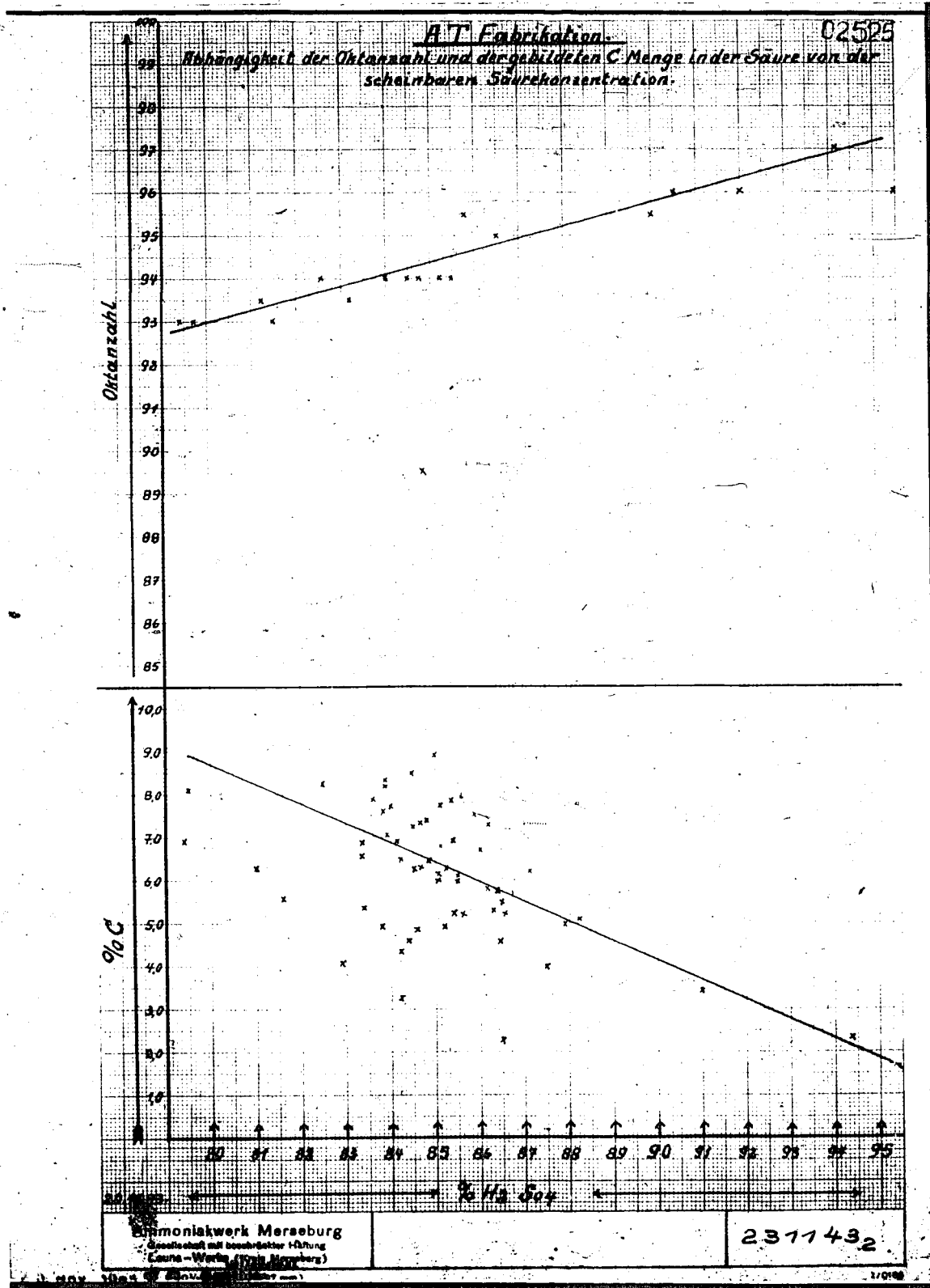




02524

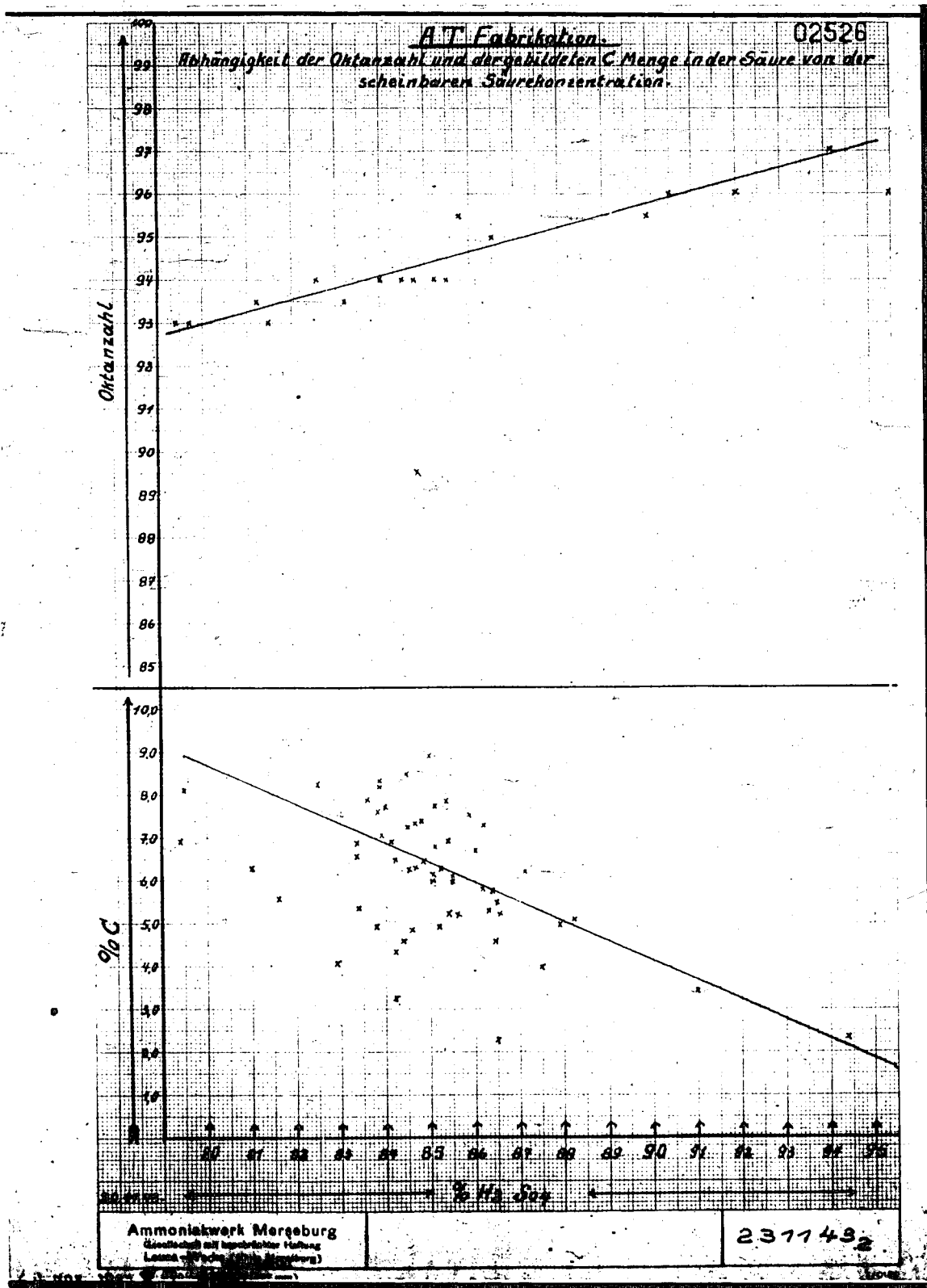
Ammoniakwerk Merseburg  
 Gesellschaft mit beschränkter Haftung  
 Leuna-Werke (Verg. 1927/28)  
 880 A4 (210:297 mm)

POOR COPY 36



POOR  
COPY

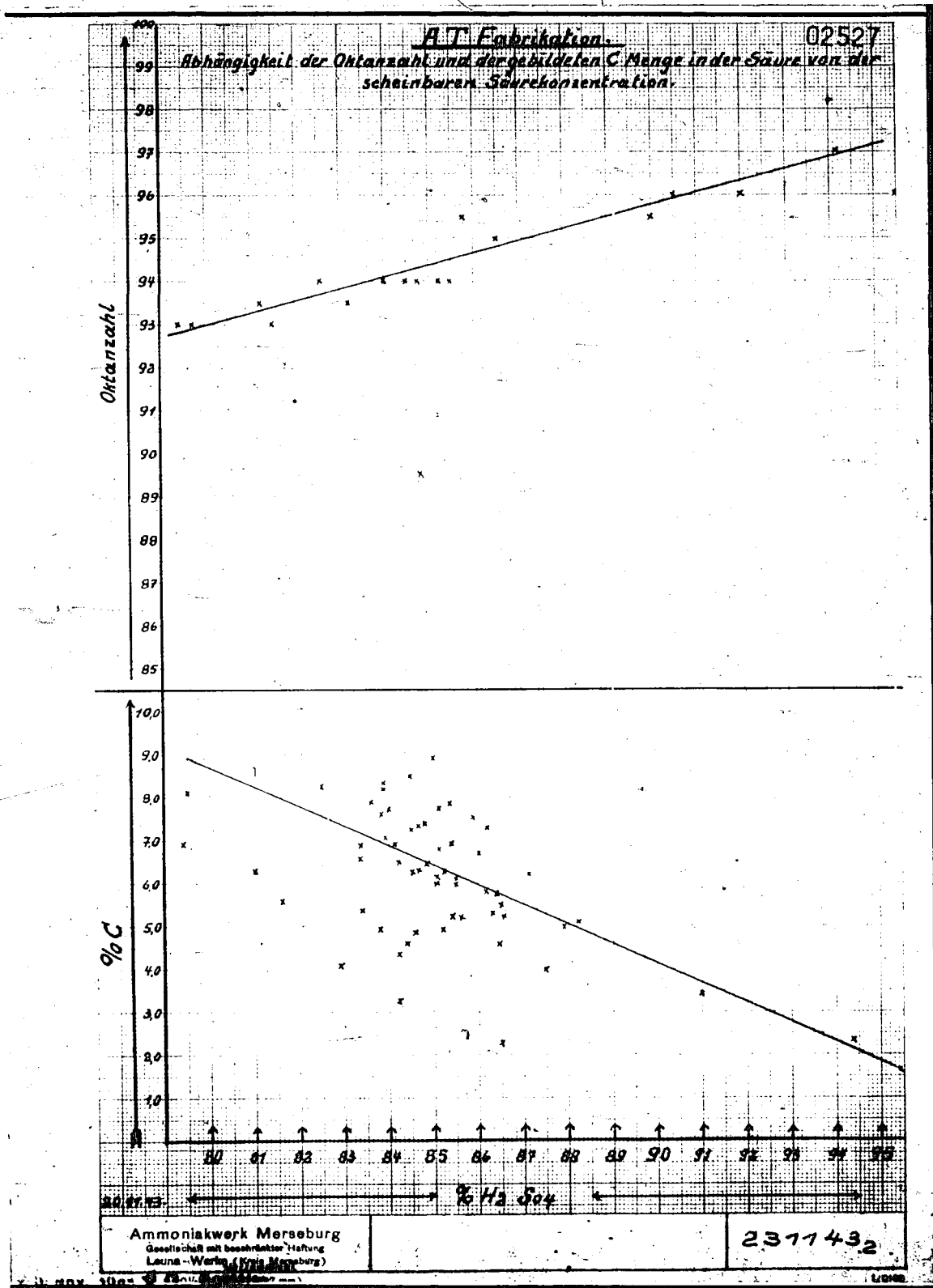
36



POOR  
COPY

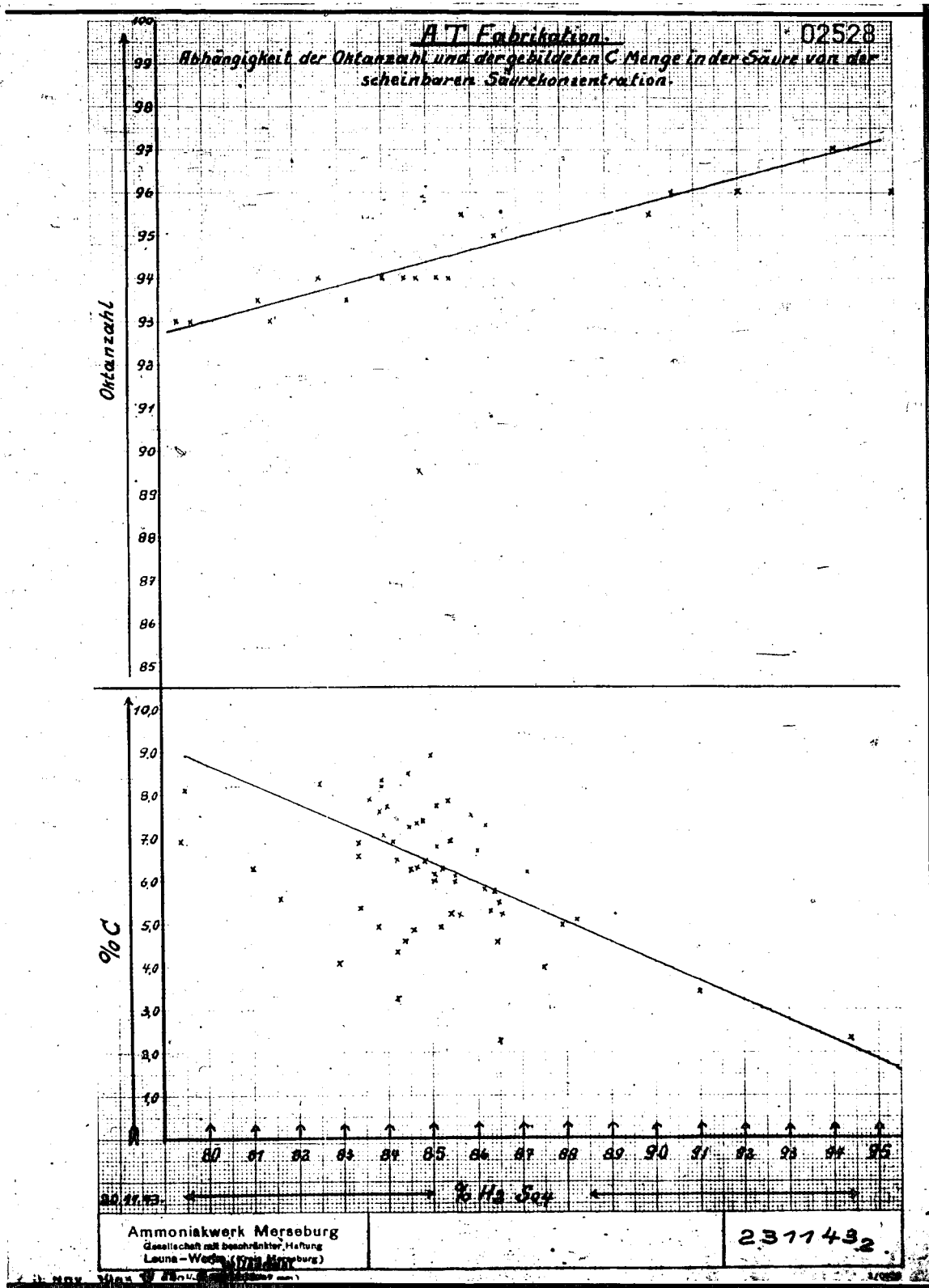
36





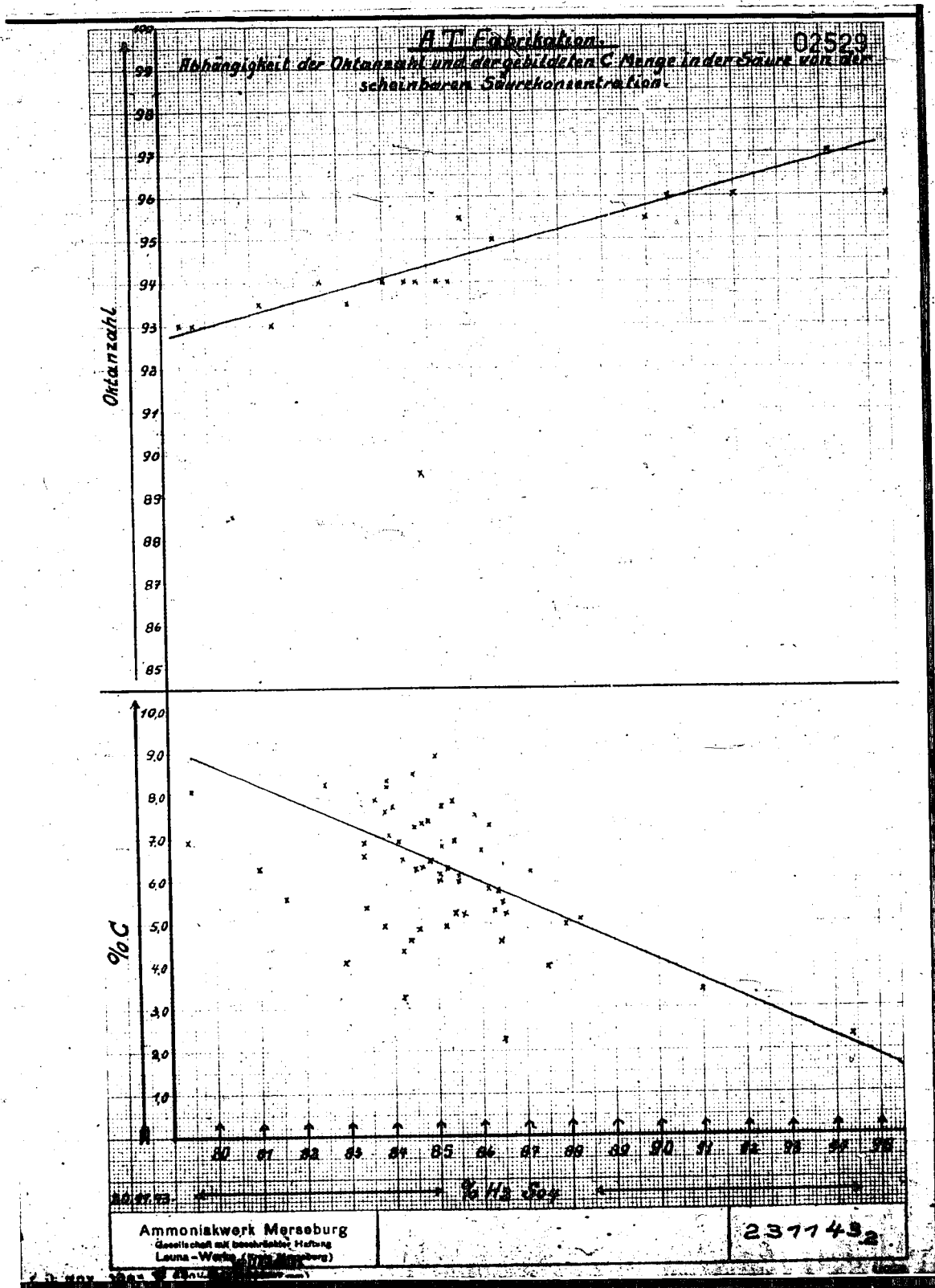
POOR  
COPY

36



POOR  
COPY

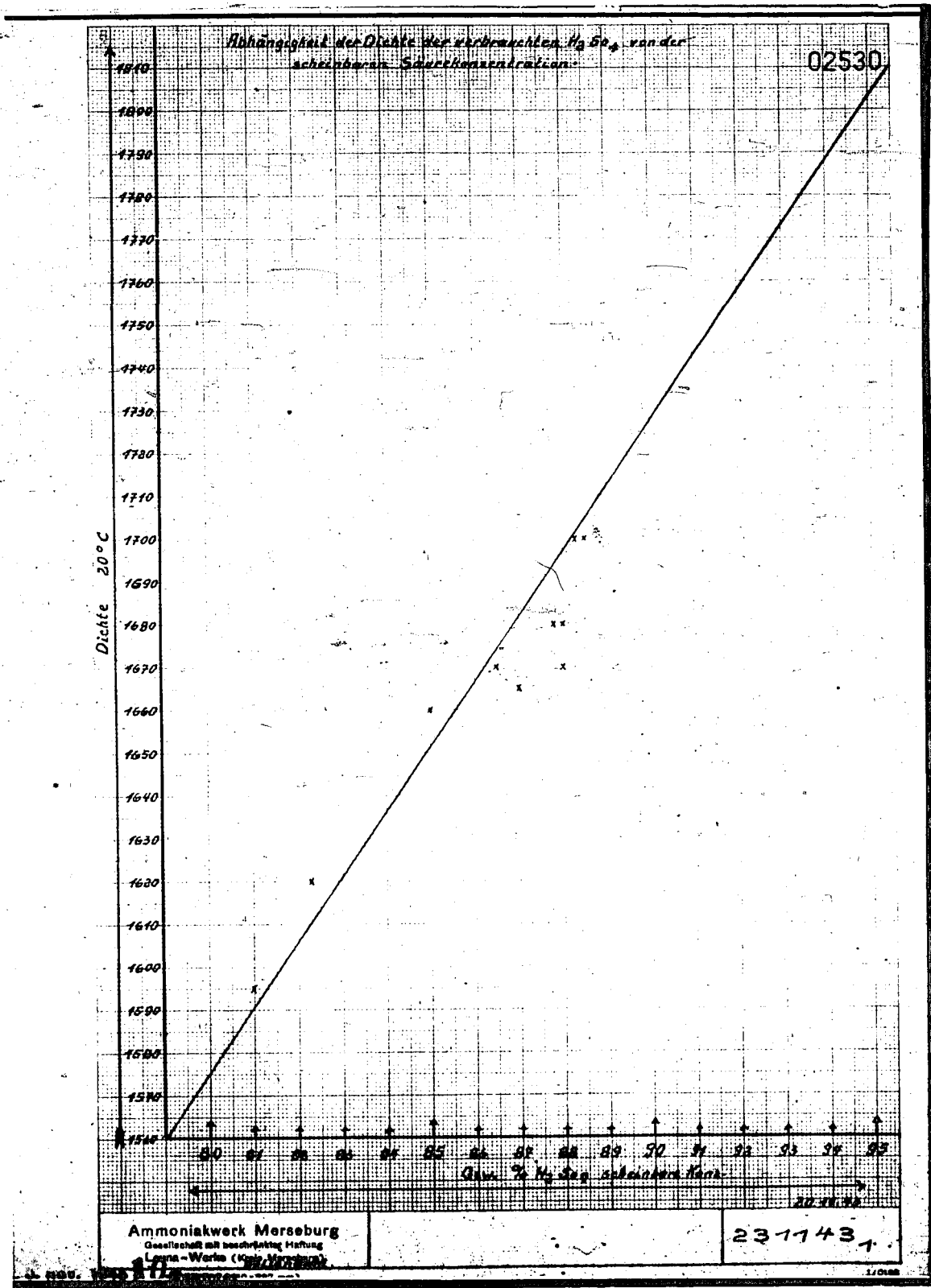
36



POOR  
COPY

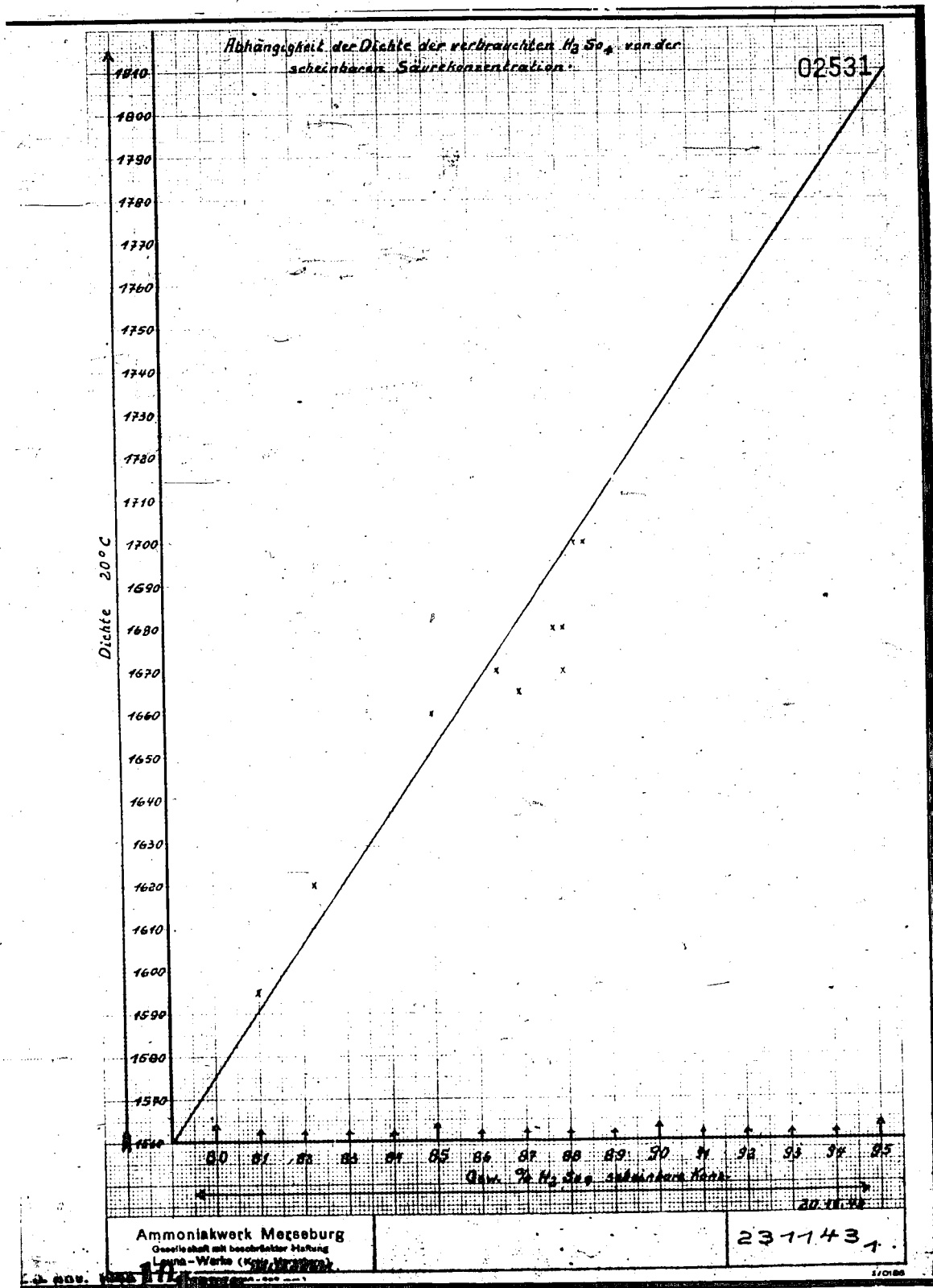
36





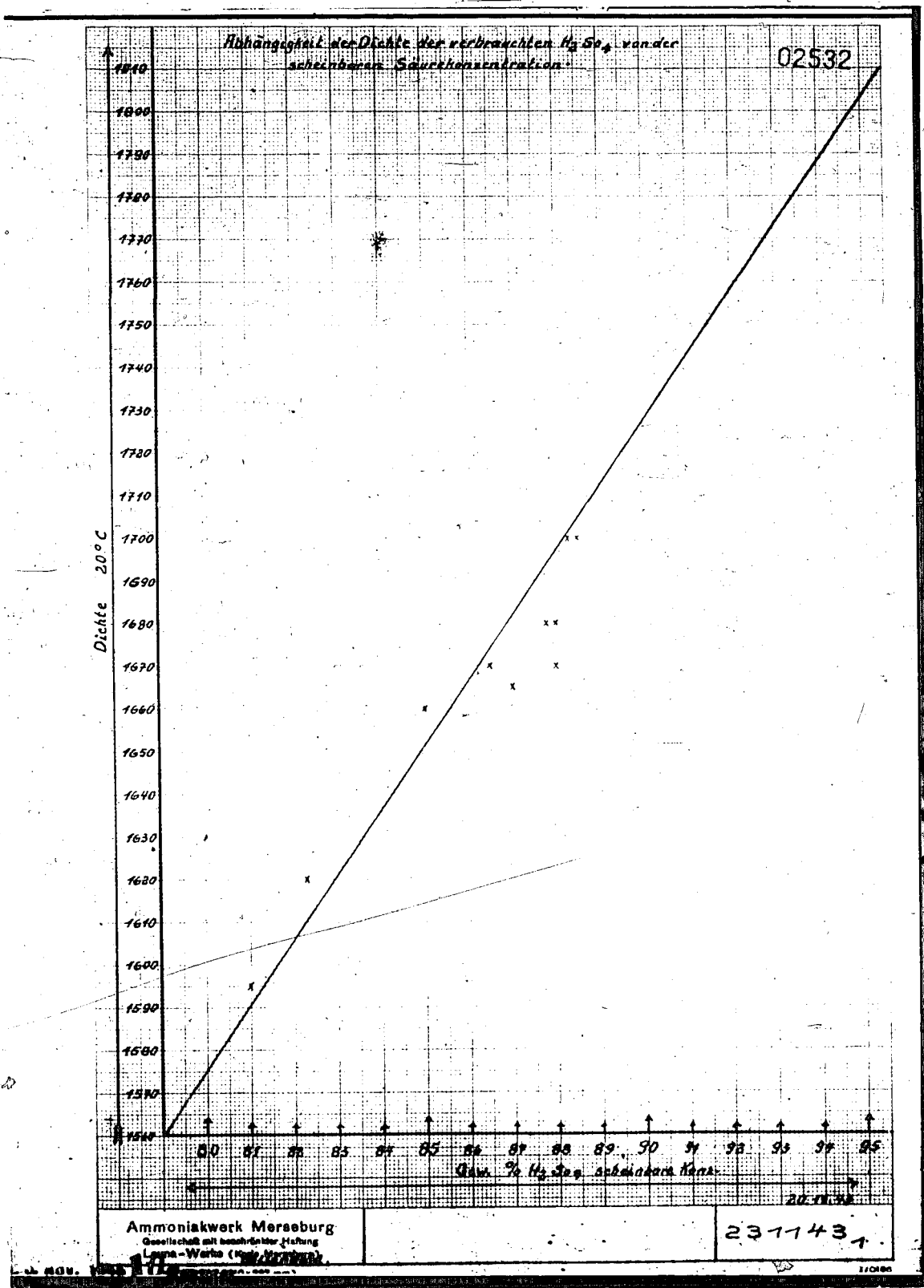
POOR  
COPY

36



POOR  
COPY

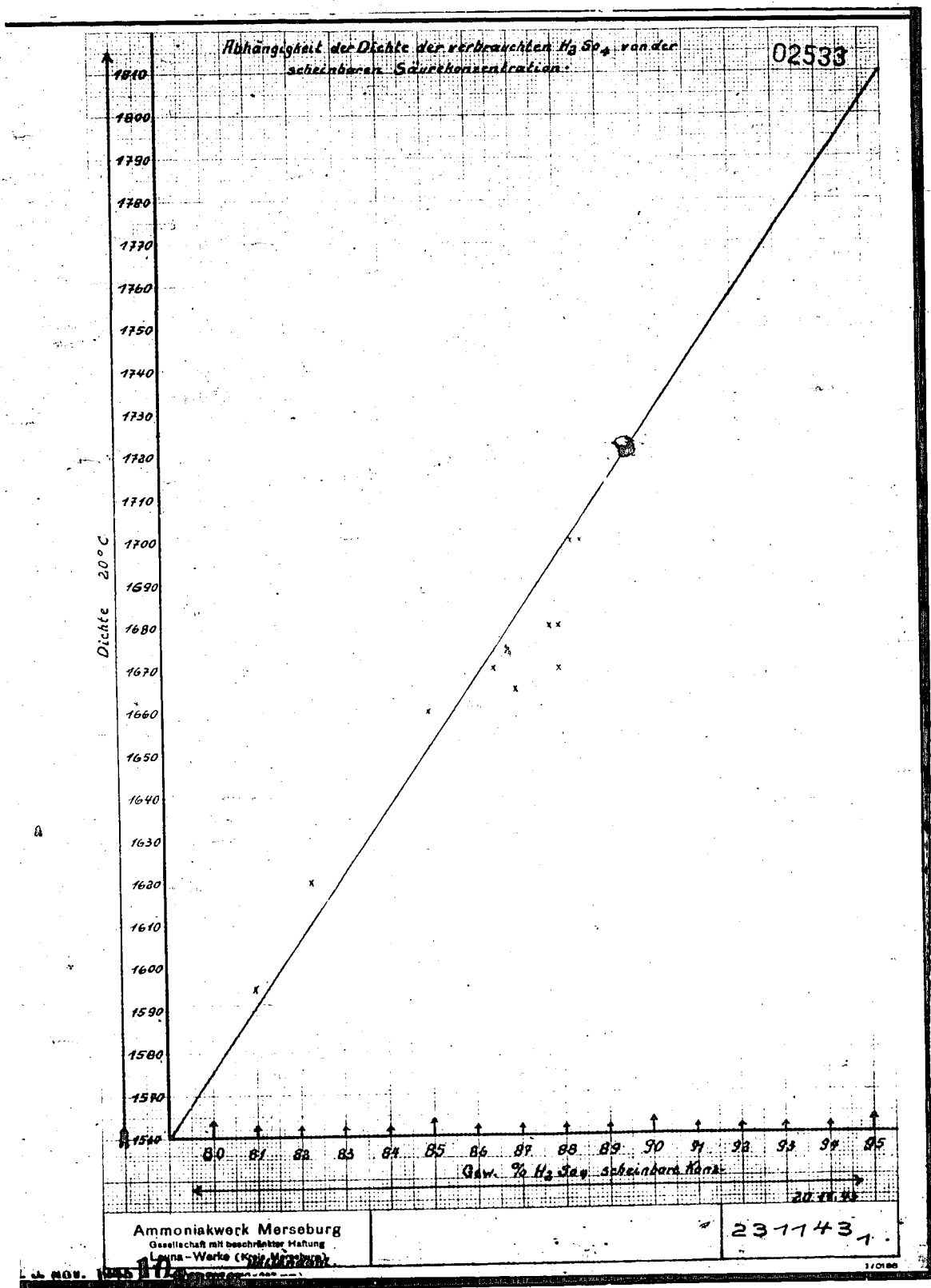
36



POOR  
COPY

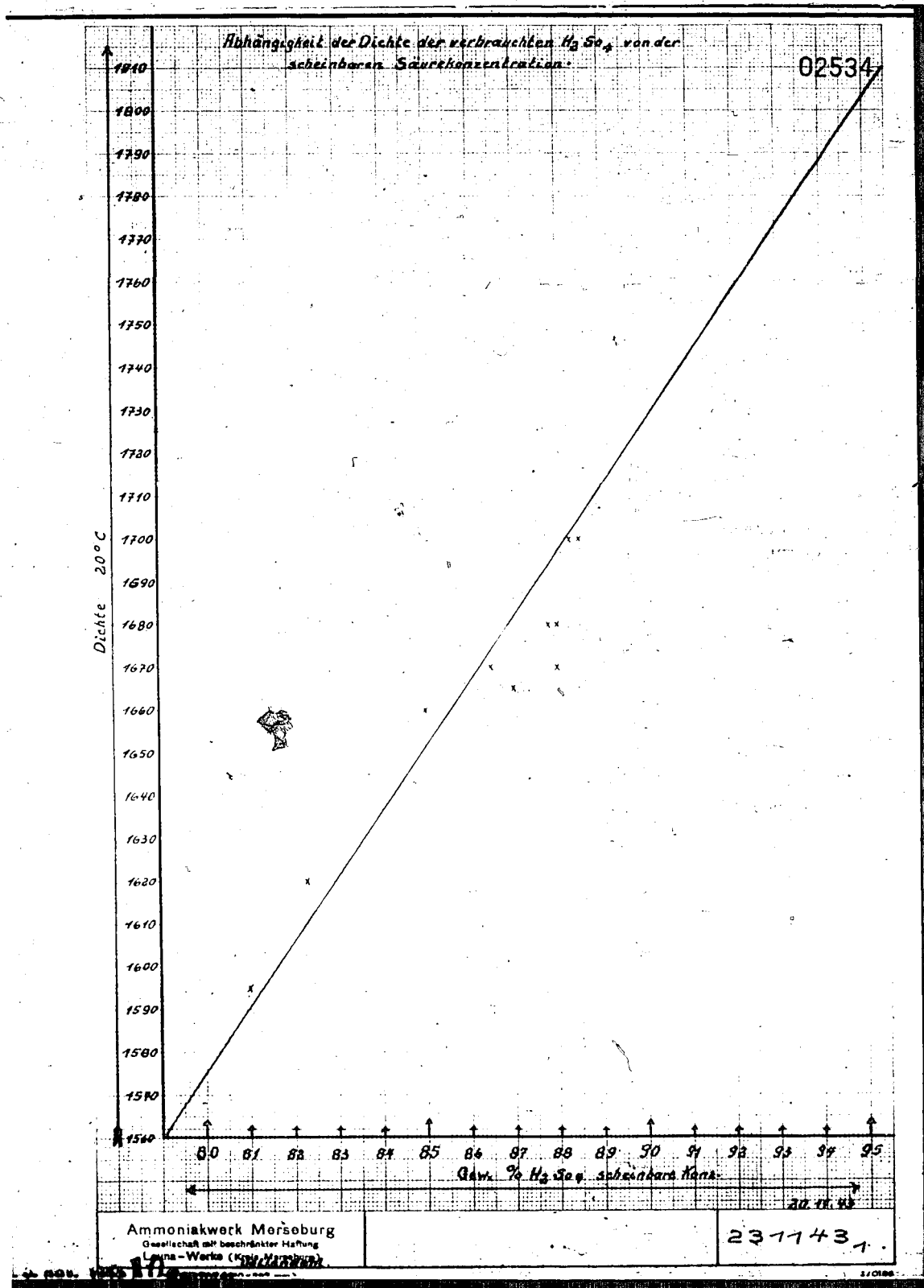
36





POOR  
COPY

36



POOR  
COPY

36

T52-B4 - Alkylierung auf Grundlage Mischbutan-Dehyd.

