

Vorbereitung des Versuchs-Laboratoriums
Nr. 417

3

*3. Aufbereitung einer Dispersionslösung des Corp.
Tangens unter bestimmten Bedingungen.*

Versuche und Theorie

**über die Kontaktwiederbelebung
beim katalytischen Crack-Schleus-
verfahren.**

Dipl.-Ing. Otto

20111

Dipl.-Ing. E. O t t o

Versuche und Theorie über die Kontaktwiederbelebung beim katalytischen
Krack-Schleusverfahren.

Leuna-Werke, den 1. August 1943 E

28112

Versuche und Theorie über die Kontaktwiederbelegung beim katalytischen
Crack-Schleusenverfahren.

Inhaltsverzeichnis.

I. Einleitung.

II. Versuche zur Entwicklung der Regenerationsweise am Crack-Schleusenofen.

1. Beschreibung der Apparatur.
2. Wiederbelegung mit Wälgas in Teilströmen und Sauerstoffabstufung.
3. Kreislaufwiederbelegung mit Inertgas und Luft.
4. Regeneration mit Luft im Gegenstrom zum Kontakt und kombinierter direkter und indirekter Wärmeabführung.
5. Regeneration mit Luft im Gleichstrom zum Kontakt und kombinierter direkter und indirekter Wärmeabführung.
6. Regeneration mit Luft im Gleichstrom zum Kontakt und direkter Wärmeabführung.
7. Entwicklung des Kontaktventils.

III. Theoretische Untersuchung der Regenerationsweise mit reiner Luft im Gleichstrom.

1. Heizwert der koksartigen Ablagerungen.
2. Spezifische Wärme des Kontaktes.
3. Wärmebilanz des Regenerationsprozesses.
4. Die Regenerationsluftmengen für eine bestimmte Koksbeladung.
5. Die Wärmeaustauscherflächen für Aufheizung der Regenerations-Frischlufte an der Regenerations-Ablufte.
6. Die Regenerationsendtemperaturen.
7. Berechnung über den Wasserdampfgehalt im Regenerationsgas.
8. Das Anfahren einer Großanlage.
9. Kurzer Vergleich mit dem Festbettverfahren in Bezug auf Wärmeaustauscherflächen für die Regenerationsluft.

IV. Schlußbetrachtung.

1943

I. Einleitung:

Im Krackschleusofen werden im Gegensatz zum Krack-Festbettsofen die einzelnen Prozesse wie Kracken, Spülen und Wiederbeleben des Katalysators gleichzeitig in einem Schachtofen durchgeführt und zwar in verschiedenen Zonen oder in durch Schleusen getrennten Räumen, die übereinander angeordnet sind, um den kugelförmigen Katalysator (beispielsweise 6 mm Kugeldurchmesser) von einer Zone nach der anderen rutschen zu lassen. Im Festbettsofen werden durch Umsteuerung die einzelnen Prozesse nacheinander gefahren. Banlich ergibt dies beim Schleusverfahren eine größere Bauhöhe des Ofens, beim Festbettverfahren dagegen eine größere Anzahl der Kontaktöfen, verbunden durch ein kompliziertes Rohrleitungssystem mit bei hoher Temperatur arbeitenden Absperrorganen.

Beim katalytischen Kracken ist ingenieurmäßig das Regenerationsverfahren die größte Aufmerksamkeit zu widmen. Es ergab sich daher bei der Erprobung des Schleusofens, daß die gesamte Entwicklungsarbeit praktisch aufgewendet wurde, um die Regeneration des Kontaktes so zu entwickeln, daß sie

- 1.) auf den Katalysator infolge zu hohen Wasserdampfgehaltes keinen schädlichen Einfluß ausübt,
- 2.) bedienungsmäßig so einfach ist, daß schädliche Überhitzungen des Katalysators beim Verbrennen der rußartigen Ablagerungen vermieden werden und daß sie
- 3.) banlich ein Minimum an Aufwand erfordert.

Die Vordringlichkeit der Entwicklung des Regenerationsverfahrens unterstreichen am besten folgende Zahlen:

Bei dem Festbettverfahren werden, um 1 m³ Kontakt, mit welchem 0,3 m³ Erdöl gekrackt werden, etwa 6600 Nm³ Luft benötigt (die ausführlichen Rechnungen dazu folgen im 2. Teil), um den Kontakt wieder zu beleben. Beim Schleusverfahren gelang es im Laufe der Entwicklung, die große Luftmenge auf etwa 1500 Nm³ Luft/m³ Kontakt zu senken. Es müssen also immer noch 1500 Nm³ Luft durch den Kontakt geblasen werden, um 100 Ltr. Fliegerbenzin zu erhalten.

Der erste halbtechnische Versuchsofen hat einen Krackraum von 20 Ltr. Kontaktinhalt. Zunächst wurde der Ofen so geplant, daß die Reaktionszone über der Regenerationszone angeordnet ist. Nach grundsätzlichen Erwägungen jedoch wurde die Regenerationszone über der Krackzone angeordnet. Maßgebend war dafür die zunächst verfahrensmäßig leichtere Durchführung der Aufheizung des nach dem Transport um etwa 150-200° erkalteten Kontaktes.

Bereits während der Konstruktion wurde das Verfahren zur Regeneration des Kontaktes mit reiner Luft in Gleichstrom für geringe Koksablagerungen ohne Kühlung des Kontaktes und für größere Koksablagerungen mit Kontaktkühlung vorgeschlagen, jedoch nicht angewandt, da es nach den damals vorherrschenden Ansichten über die Regeneration ansich nicht für möglich gehalten wurde, dies ohne Kontaktschädigung durch zu große Überhitzung durchzuführen, zumal die Amerikaner, um ihren Kontakt nach dem Koudry-Krackverfahren mit reiner Luft zu regenerieren, sehr komplizierte Anlagen gebaut haben.

II. Versuche zur Entwicklung der Regenerationsweise am Crack-Schleusenofen.

15) Beschreibung der Apparatur.

In Abb. 1 ist der Aufbau der halbtechnischen Versuchsapparatur dargestellt. Im Oberteil wird der Kontakt regeneriert und im Unterteil das Öl gekrackt. Oberteil und Unterteil sind durch eine Schleuse voneinander getrennt. Unterhalb des Regenerationsraumes wird noch in einer Spülzone Sperrstickstoff durch den langsam kontinuierlich von oben nach unten rutschenden Kontakt geblasen, um ihn von Sauerstoff freizuspülen. Unter dem Crackraum, der 20 Ltr. Kontakt faßt, befindet sich wieder eine Spülzone, in welcher die restlichen Öldämpfe aus dem inzwischen verkrusteten Kontakt herausgespült werden. Nach dieser Spülzone wird der Kontakt mit der unteren Schleuse aus der Apparatur ausgetragen und fällt in einen Kontaktbehälter. Letzterer dient zugleich in dieser kleinen Apparatur als Transportbehälter und wird, wenn er gefüllt ist, hochgehoben und über den Regenerationsteil aufgesetzt und so der verkrustete Kontakt dem Regenerationsraum zugeführt.

Die untere und obere Schleuse müssen immer gleiche Mengen fördern. Über dem Crackraum befindet sich zwecks Kontrolle der durchgeschleusten Kontaktmenge ein Fühler für die Kontaktstandmessung. Im Bedarfsfall kann eine Schleuse etwas schneller oder langsamer angetrieben werden. Die obere Schleuse wurde vor allem aus Sicherheitsgründen vorgesehen, um durch ihre große Drosselung des Querschnittes verhindern zu können, daß Öldämpfe vom Crackraum über die Sperr- und Spülstickstoffzone in den mit Luft befahrenen Regenerationsraum gelangen können und umgekehrt. Durch die infolge der Kleinheit der Apparatur einerseits und die hohen Temperaturen (420° im Crackraum, $400-575^{\circ}$ im Regenerationsraum) andererseits bedingten ungünstigen Abstrahlungsverhältnisse war es erforderlich, auch für den Kontakt, das Regenerationsgas bzw. die Luft, den Sperrstickstoff und das Spülgas, Vorheiz- bzw. Bleibadvorheiz- so dicht als möglich neben die Apparatur zu stellen, sowie den Crackraum mittels elektrischer Schutzheizung und später auch den Regenerationsraum mittels Gasschutzheizung vor Abstrahlung zu schützen.

In einer Großanlage kommen diese jedoch in Fortfall; dort ist nur für das zu crackende Mittelöl ein Röhrenvorheiz- und ein Brenner für die Aufheizung des

Offens vor dem Anfahren erforderlich.

Alle während der Versuche aufgetretenen Störungen konnten mit geringem, technischen Aufwand beseitigt werden. Die zahlreichen Unbauten, die im Verlauf der Erprobung vorgenommen wurden, hatten zum Ziel, die Kontaktregeneration eingehend zu erproben.

2.) Wiederbelebung mit Wälgas in Teilströmen und Sauerstoffabstraffung.

Es wurde die Anlage nach einem 1939 bereits vorgeschlagenen Verfahren gebaut, welches eine kontinuierliche Wiederbelebung mit Wälgas gestattet. Der Vorteil dieses Verfahrens sollte darin liegen:

- 1.) von selbst eine Abstufung der Sauerstoffkonzentration, gemäß der Abnahme des Kohlenstoffgehalts auf dem Kontakt zu erhalten,
- 2.) infolge einer Teilung des Regenerationsgases in drei Einzelströme eine Verminderung des Druckverlustes zu erreichen. Der Kontakt wird, nachdem er aus dem Kraokraum ausgetreten ist und mittels Behälter in den darüber angeordneten Regenerationraum gelangt, in einem Kontaktaufheizer mit Werkstättengas indirekt wieder auf Regenerationstemperatur gebracht. Der Kontakt rutscht während der Aufheizung durch Rohre (56 ϕ innen).

Das Schaltschema dieses Regenerationsverfahrens ist in Abb. 2 wiedergegeben.

Bei der Erprobung wurde jedoch gefunden, daß es nicht gelingt, die Koksablagerungen in allen Teilströmen gleichzeitig zum Verbrennen zu bringen. Da infolge der gemeinsamen Aufheizung der drei Wälgasteilströme die Temperatur beim Eintritt in den Kontaktraum überall gleich ist, zeigt es sich, daß entweder bei höherer Wälgaseintrittstemperatur der Kontakt in den oberen Schichten weitgehend abbrannte, soweit Sauerstoff vorhanden, dann jedoch in den nächsten beiden Zonen mit beispielsweise 2 und 5 % O_2 -Gehalt überhaupt nicht brannte und erst wieder in der unteren Zone, wo reine Luft zwecks Nachregeneration im geraden Durchgang eingeblasen wird, restlos verbrannte, wobei die Gefahr der Überhitzung jedoch zu groß wurde, da für die noch vorhandenen Ablagerungen die vorgesehene Luftmenge nicht genügte, um die entstehende Wärme abzuführen. Die Ursache des Versagens dieses Verfahrens lag darin, daß die Ablagerungen sich aus leicht- und schwerverbrennlichen Bestandteilen zusammensetzten. Die leichtverbrennlichen Teile verbrannten in der ersten Zone, während in den beiden weiteren dagegen fast nichts verbrannte. In der letzten Zone, die mit reiner Luft und zwecks guter Nachregeneration mit etwas höherer Temperatur gefahren werden sollte, verbrannte unter Überschreitung der vorgesehenen Höchsttemperatur von 550-600° der restliche Koks.

3.) Kreislaufregeneration mit Inertgas und Luft.

Es wurde daraufhin das zuerst beschriebene Verfahren, nachdem es nicht gelang wirklich stationäre Temperaturen zu erreichen, aufgegeben und die Verbrennung des Kokses in dem als Kontaktaufheizer vorgesehenen Röhrenaggregat vorgenommen. Der Kontakt wurde weiterhin im Röhrenaggregat mit Werkstoffgas aufgeheizt und durch die Rohre im Gegenstrom aus von oben nach unten rutschenden Kontakt ein Stickstoffluftgemisch gefahren. Dieses Regenerationsgasgemisch wurde weiterhin umgewälzt und die nur zur Verbrennung erforderliche Frischluftmenge laufend zugeführt. Diese Kreislaufregeneration (s. Abb. 3) ging ansich einwandfrei; es wurden damit stationäre Verhältnisse bei den Kontakttemperaturen, die auch in erträglichen Grenzen gehalten werden konnten, bei einem Koksgehalt von etwa 1,5 Gew.-% auf den Kontakt bezogen, erreicht.

Die Zuführung des Regenerationsgases erfolgte bisher bei beiden Verfahren ähnlich wie bei der T 52-Kontaktregeneration durch Streckmetallfenster (vergl. Abb. 4). Hierbei zeigte sich zunächst, daß infolge zu großer Strömungsgeschwindigkeiten in den Streckmetallquerschnitten sich kleine Kontaktteilchen vor die schlitzartigen Öffnungen des Streckmetalls legten und den Querschnitt so allmählich verengten, so daß der Druck im Ofen immer höher anstieg.

Weiterhin hatte sich beim Versuch, die Regeneration nach dem am Anfang beschriebenen Verfahren einzufahren, am oberen Ausgang infolge Überhitzung das Streckmetall geföhnt, so daß Kontaktkugeln durchgingen und in die Wälgasleitung geblasen wurden. Das Streckmetall wurde entfernt und an allen Öl- und Gas- Ein- und Austrittsstellen durch unten offene \bigwedge -förmige tunnelartige Kanäle (vergl. Abb. 4) ersetzt, die sich seither gut bewährt haben. Nachdem durch eingehende Kontaktuntersuchungen inzwischen geklärt worden war, daß die Aktivität bei einem Wasserdampfgehalt von 9 % in relativ kurzer Zeit absinkt, wurde mit den Versuchen begonnen, mit reiner Luft im geraden Durchgang zu regenerieren. Die Kreislaufregeneration wurde verlassen, da infolge des Wasserstoffgehaltes der Ablagerungen (ungefähre Zusammensetzung C_2H_2) sich das umzuwälzende Gas mit Wasserdampf bis zu 9 Vol.-% anreichert. (Berechnungen dazu folgen im 2. Teil). Bei Regeneration mit reiner Luft im geraden Durchgang kann der Wasserdampf auf eine dem Kontakt als unschädlich anzusehende Höhe von etwa 2 Vol.-% ansteigen.

4.) Regeneration mit Luft im Gegenstrom zum Kontakt und kombinierter direkter und indirekter Wärmeabführung.

Der Regeneration mit reiner Luft ging ein Versuch voraus. Es wurde im Gegenstrom und Kreislauf zunächst der Sauerstoffgehalt des Gases allmählich bis

auf 16 % gesteigert und durch Messen der Temperaturen in sehr kleinen Abständen genau kontrolliert, das keine Messen mit zu hohen Temperaturen vorhanden sind. Zunächst wurde nur ein Kontakt mit 1,5 bis 1,5 Gew. % Koks pro Kontakt wieder im vorhandenen ehemaligen Röhrenaufheizser regeneriert. Hierbei zeigte sich grundsätzlich, daß ein hoher Sauerstoffgehalt zu keinen Überhitzungen des Kontaktes führt, wenn nur dafür gesorgt ist, daß die Wärme entweder von der Luft selbst oder von Rauchgas an die Kontaktrohre oder vom Kontakt, der möglichst kalt der Verbrennung zugeführt wird, aufgenommen bzw. abgeführt wird.

Daraufhin wurde wieder mit 1,5 bis 1,5 Gew. % Koks und diesmal mit reiner Luft in Gegenstrom und geradem Durchgang regeneriert (Abb. 5). Auch hierbei konnte festgestellt werden, daß bei kleinen Koksmengen, wie zu erwarten, die Regeneration mit stationären Temperaturen durchzuführen ist. Daraufhin wurde der Röhrenaufheizser rauchgasseitig umgebaut (Abb. 6). Bisher wurden, wie bereits erwähnt, die Rauchgase dem durch die Rohre nach unten rutschenden Kontakt um die Rohre vom unten nach oben entgegengeleitet. Jetzt wurde eine Kontaktaufheizzone, in welcher der Kontakt von etwa 100° auf etwa 250° erwärmt werden soll, im oberen Drittel eingerichtet, in welcher die Rauchgase in Gegenstrom zum Kontakt an den Kontaktrohren entlangströmen. Im doppelt so großen unteren Verbrennungsteil wurden die Rauchgase im Gleichstrom entlanggeführt, um hier einen großen Teil der Verbrennungswärme durch die Rohre abzuführen. Diese Anordnung war im Hinblick auf eine Weiterentwicklung des Verfahrens gewählt worden, um bei einer Großanlage, in welcher der Kontakt mit einer Koksbeladung von etwa 4-5 Gew. % Kontakt regeneriert werden sollte, Aufheizung und Kühlung in der Verbrennungszone mit der gleichen Luft durchzuführen, wie das schematisch in Abb. 7 dargestellt ist. Es ist beabsichtigt, die Luft mittels Gebläse aus der Atmosphäre anzusaugen, an der Abluft auf etwa 250°C aufzuheizen, dann in die Kühlzone zu leiten und hier etwa 50 % der freiwerdenden Koksverbrennungswärme indirekt durch die Rohre abzuleiten, wobei sich die Kühlluft von 250° auf etwa 400°C aufheizt. Diese Luft soll dann im Gleichstrom mit dem Kontakt durch die Rohre geblasen werden, wobei sie sich auf etwa 550°C gemeinsam mit dem Kontakt erwärmt. Alsdann gelangt diese Luft in die obere Aufheizzone, wo sie den aus einem Becherwerk kommenden abgekühlten Katalysator, soweit noch erforderlich, indirekt aufheizt. In der kleinen Versuchsanordnung wurde, wie schon erwähnt, die Kühlung und Aufheizung nicht mit Luft, sondern mit Rauchgasen vorgenommen. Dies ist infolge zu großer Abstrahlung erforderlich. In dieser Apparatur wurde jetzt mit einem Kokagehalt von 2-2,5 Gew. %, auf den Kontakt bezogen, nochmals ein Versuch, die Verbrennungsluft mit dem Kontakt in Gegenstrom zu fahren, ausgeführt. Es zeigte sich, wie zu erwarten war, daß eine gleichmäßige Verbrennung mit feststehenden Ergüssen bei diesem Kokagehalt nicht mehr durchzuführen ist. Ein sta-

20118
 tionärer Temperaturverlauf ist nicht zu erreichen, da durch die des Kontakt entgegenströmende Luft dieser bereits von der Luft vorgewärmt wird und die Verbrennungsszone des Kontakt nach oben entgegengwandert. Wird die Luft als Gegenmaßnahme daraufhin mit tieferer Temperatur des Regenerationsteil zugeführt, so wandert die Brennszone nach der Einströmstelle der Luft, da unregenerierter Kontakt dahin inzwischen nachgerutscht ist. Dies geht solange, bis sich plötzlich wieder an der heißeren Abluft, die noch starken Sauerstoffüberschuß hat, oben der Kontakt entzündet. Wird als Gegenmaßnahme die Luft noch kälter zugeführt, so geht die Verbrennung ganz aus.

5.) Regeneration mit Luft im Gleichstrom zum Kontakt und kombinierter direkter und indirekter Wärmeabführung.

Nachdem auf diese Art experimentell der Beweis geführt wurde, daß sich bereits die Regeneration von Koksablagerungen bei etwa 2 Gew.% und mehr im Gegenstrom nicht durchführen läßt, wurde die Apparatur auf Gleichstrom umgebaut, d.h. die Luft wird oben zugegeben und unterhalb des Röhrenaggregates abgesogen. Mit sehr kleinen Koksablagerungen von 1,3 - 1,5 Gew.% ließ sich die Verbrennung nur deshalb mit im Gegenstrom geführter Luft durchführen, weil diese kleinen Wärmemengen im Röhrenaggregat durchweg abgeführt wurden und sich dadurch die noch nicht der Regeneration zugeführten noch mit Koks beladenen Kontaktteile an der Verbrennungsluft auch nicht aufheizen konnten. Der Versuch zeigte bei Verbrennung im Gleichstrom, daß eine stationäre Temperaturverteilung, d.h. ein Abbrand mit feststehenden Temperaturzonen möglich ist. Die Verbrennung wird bei diesem Verfahren kontinuierlich an jeder Kontaktkugel neu eingeleitet, sobald sie unter die Lufteinlaßkanäle rutscht. Die Brennszone wandert nicht, die Verbrennung läßt sich in ihren Temperaturen einwandfrei beherrschen, eine schädliche Kontaktüberhitzung tritt auch nicht auf. Es könnte mit dieser Fahrweise auch der Beweis geführt werden, daß sich Dehydrierkontakt der T 52-Anlage mit etwa 4,0 Gew.% Koks ebenfalls mit reiner Luft im geraden Durchgang ohne schädliche Überhitzung regenerieren läßt. Es wurde jedoch festgestellt, daß eine allmähliche Aufheizung und Entzündung des Kontaktes im Vorratsbehälter über dem Röhrenaggregat eintrat. Die Ursache dafür liegt wahrscheinlich in einer Aufheizung des Kontaktes an den Einlaßkanälen der Luft und in einer gewissen Diffusion der Luft in den oberen Vorratsbehälter. Als Gegenmaßnahme wurden die Einlaßkanäle mit Schamottbörtel isoliert (s. Abb. 8), um den Wärmeübergang von den Kanälen, durch welche die Luft mit etwa 400° in den Regenerationsofen geleitet wird, an den Kontakt, der mit etwa 250°C ankommen soll, zu verringern. Gleichzeitig wurde durch Anbringung des Mauerwerks der Querschnitt zwischen den Kanälen, wo der Kontakt durchrutscht, verengt, so daß eine Diffusion oder Zirkulation der Luft nach oben verringert wird. Weiterhin wandert der Kontakt schneller an den Kanälen entlang;

so daß seine Verweilzeit an den heißen Wänden auch geringer wird. Die Ergebnisse dieser Umänderung konnten mit T 52-Kontakt infolge dringender weiterer Arbeiten nicht mehr untersucht werden. Eine Aufheizung des Kontaktes oder eine Verbrennung im oberen Topf wurde jedoch später nicht wieder beobachtet.

6.) Regeneration mit Luft in Gleichstrom aus Kontakt und direkter Wärmeabführung.

Da aus der Überlegung heraus, ein möglichst einfaches Regenerationsaggregat zu erhalten, die Rohre, durch welche der Kontakt zwecks indirekter Luftkühlung geleitet wird, bei kleinen Koksmengen weggelassen werden können, ist beabsichtigt, den Prozeß im Reaktionsteil so zu fahren, daß nur kleine Koksablagerungen auftreten. Der Kontakt ist dann nur schneller zu schleusen.

In der Patentanmeldung dieses Verfahrens wurde bereits darauf hingewiesen, daß für kleinere Koksablagerungen auf dem Kontakt ohne Rohreinbauten im Katalysatorraum wirtschaftlich regeneriert werden kann. Es ist dann nötig, die zur Wärmeabführung erforderliche volle Luftmenge durch den Kontakt zu leiten. Bei größeren Koksmengen über etwa 2,5 Gew.% scheint es jedoch erforderlich, auch aus verfahrensmäßigen Gründen eine Kühlzone, wie früher beschrieben, einzubauen. Versuchsmäßig mußte zunächst der sichere Weg beschritten werden und die Regeneration, wie bereits beschrieben, mit Kühlrohren für Kontakte mit verschiedenem Koksgehalt erprobt werden, um mit Sicherheit schädliche Überhitzungen des Kontaktes zu vermeiden. Nachdem jedoch ein Entwurf für eine Großanlage mit Einbauten ausgeführt worden war, kam die Erkenntnis, aus konstruktiven und wirtschaftlichen Gründen ein möglichst einfaches Regenerationsaggregat zu bauen. Es ist dabei erforderlich, die Verweilzeit des Kontaktes im Krackraum so klein zu halten, daß die Koksablagerungen gering bleiben, d.h. der Kontakt ist entsprechend schneller durch den Ofen zu schleusen. Es wurde ein Koksgehalt von etwa 2,2 Gew.% auf den Kontakt als Basis für den Entwurf einer Großanlage nach wirtschaftlichen Überlegungen festgelegt und in der Versuchsapparatur daraufhin das Röhrenaggregat durch ein anderes ohne Kühlrohre ersetzt. Die Vorversuche bestätigten bereits die Annahme, daß auch hier eine Regeneration ohne schädliche Überhitzung möglich ist.

Da bei dieser kleinen Apparatur (Abb.9) jedoch die Abstrahlung trotz bester Isolation etwa so groß ist, wie die Verbrennungswärme der Ablagerungen, ist es weiterhin erforderlich, sie mit einer Schutzheizung zu umgeben, um jede Abstrahlung zu verhindern. Es wurde aus baulichen Gründen eine Gasheizung gewählt, um jedoch die bestimmte Gewähr zu haben, daß eine Wärmeab- und -einstrahlung möglichst nicht stattfindet, wird zwischen Regenerationsraum

und Reaktionsraum, eine etwa 225 cm dicke Isoliermauerung gelegt und in zwei Querschnitten dieser Isoliermauerung die Temperatur je einmal in der Höhe des Ofens und einmal in der Höhe der Reaktionsgasse überwacht und die Reaktionsgasse in Menge und Temperatur so gefahren, daß in den je zwei in einer Horizontalebene liegenden Thermoelementen Temperaturgleichheit besteht, so daß ein Wärmefluß in dieser Richtung nicht stattfinden kann.

Die Gasheizung wurde dann so gefahren, daß durch Mengen- und Gemischregelung der Temperaturabfall in Reaktionsgasse weitgehend gleich dem Temperaturanstieg im Kontakt ist.

Auch hierbei konnte festgestellt werden, daß sich diese Wiederbelebung ohne schädliche Kontaktüberhitzung durchführen läßt. Es wurde dabei beobachtet, daß die Abbremsgeschwindigkeit der Ablagerungen sich in einem gewissen Rhythmus von etwa 1-2 Std. ein klein wenig vergrößert und dann wieder verringert, d.h. die Horizontalebenen konstanter Temperatur wandern rhythmisch etwa 20-40 cm höher und dann wieder tiefer. Auf dem Multithermografenstreifen ist dies dadurch erkenntlich, daß die Elemente im Regenerationsraum leichte sinusartige Schwingungen beschreiben. Die Ursache ist nicht einwandfrei geklärt. Es wird angenommen, daß infolge der Gasschutzheizung gleichzeitig in verschiedenen Höhen des Regenerationsteiles kleine Wärmemengen ein- oder abgestrahlt werden und sich dadurch die sehr stark temperaturabhängige Verbrennungsgeschwindigkeit ändert. Bei der Regeneration im Röhrenaggregat (Abb.6) wurde diese Erscheinung nicht beobachtet, sie trat dagegen erstmalig beim hierzu gemachten Vorversuch ohne Gasschutzheizung auf. Weiterhin wurde beobachtet, daß die Verbrennungsgeschwindigkeit stark zunimmt, wenn der Kontakt infolge des Behälterwechsels plötzlich heißer zur Regeneration kommt. Auf diese Beobachtung wird im III. Teil (Abschnitt 6) genauer eingegangen.

Ferner konnte, wie in Abb.9 eingezeichnet, an drei Stellen in verschiedenen Höhen eine Kontaktprobe durch je ein Rohr während der Regeneration aus dem Ofen entnommen werden, um die Zeit ermitteln zu können, die erforderlich ist, um den Koks vom Kontakt abzubrennen. Diese Zeit ist wichtig, da sich hier nach die Größe des Regenerationsraumes und der Energieverbrauch für das Durchblasen der Luft richtet. Es konnte hier infolge der durch die geringe Größe der Anlage verursachten Schwierigkeiten vor allem in der Messung und Konstanthaltung der Luft- und Kontakttemperaturen beim Beginn der Wiederbelebung nur ein ungefährender Wert ermittelt werden, welcher mit entsprechenden Sicherheiten der s.St. in Planung befindlichen technischen Versuchsanlage zugrunde gelegt wird. Die genauen Werte und Abhängigkeiten können erst in der technischen Anlage (mit 650 Ltr. Krackraum) ermittelt und ihre Abhängigkeit von der Höhe und der Breite des Regenerationstemperaturbereichs geklärt werden.

7.) Entwicklung des Kontaktventils.

Da der Crack- und auch der Regenerationsprozess mit einem Überdruck von 0,1-0,2 atü gegenüber der Atmosphäre durchgeführt wird, muß durch besondere Ein- bzw. Austragvorrichtungen der Kontakt oben hinein- und unten hinausgebracht werden, um zu verhindern, daß Gase dem Ofen verlassen können. In der bisher erstellten kleinen Versuchsanlage geschieht dies mit Hilfe der in Abb. 1 dargestellten Kontaktbehälter. Ein solcher Kontaktbehälter hat einen Inhalt von etwa 150 Ltr. Bei der gewählten Fahrweise müssen diese Behälter in etwa 2 1/2-5 Stunden ausgewechselt werden, d.h. die Behälter werden von der Apparatur abgeschraubt, der untere volle oben aufgesetzt, der oben leergefahrene unten wieder angeschraubt. Danach werden die vorher zwischen den Behältern und Apparaturen angeordneten vorher geschlossenen Flachschieber (je einer an der Apparatur und am Behälter) wieder geöffnet, so daß in keinem Falle Spülgas oder Regenerationsluft ins Freie treten kann. Da bei einer 50 000 tate Einsatz-Produktionsanlage stündlich etwa 25 m³ Kontakt durchgeschleust werden müssen, war von Anfang an ein Becher- bzw. Kürfelförderorgan vorgesehen.

Um das Einschleusen nun weitgehend kontinuierlich zu gestalten, wurde ein Kontaktventil (s. Abb. 10) entwickelt, mit welchem dies, wenn es über bzw. unter dem Ofen je zweimal angeordnet ist, gelingt:

- 1.) den Kontakt weitgehend kontinuierlich in den Regenerationsteil einzuschleusen bzw. aus dem Crackteil aussuschleusen, indem jeweils beide Ventile abwechselnd periodisch sich öffnen und schließen, so daß keine Regenerationsluft oben oder Spülgas unten in die Atmosphäre treten kann dadurch, daß zwischen je zwei Kontaktventilen in einem kleinen etwa einige hundert Liter (entspricht der Menge, die in einer Periode eingeschleust wird) fassenden Zwischenbehälter mittels Inertgas der Druck gehalten wird, der in der Apparatur besteht.
- 2.) hinreichend guter Gasabschluss erreicht werden kann,
- 3.) keine Kontaktkugeln beim gasdichten Abschluss zermahlen oder zerquetscht werden können.

Die letzte Bedingung ist besonders wichtig, da der Kontakt

- 1.) infolge seines hohen Preises nicht mechanisch zerstört werden darf und
- 2.) als Splitz aus dem übrigen Kontakt laufend abgesondert werden müßte, da er andernfalls durch Herbeiführung einer ungleichmäßigen Gasverteilung einen geordneten Ablauf der Reaktionen nicht gestatten würde und außerdem bereits während seiner Entstehung infolge seiner Härte die Dichtflächen des Ventiles zerstören würde, so daß sie in kurzer Zeit unbrauchbar werden.

Das Ventil kann hydraulisch, pneumatisch oder elektrisch betätigt werden. Es ist gekennzeichneter durch einen Kontaktverabschluß, der zwangsläufig vor dem gasdichten Abschluß, der von einem Ventilkegel bewirkt wird, stattfindet. Ein Verabschlußschieber, der fest mit der Ventilschnecke verbunden ist und durch den in geöffneter Stellung der Kontakt durchfließen muß, unterbricht den Kontaktstrom, bevor der Ventilkegel den gasdichten Abschluß hergestellt hat, so daß sich kein Kontakt mehr während des gasdichten Abschlusses zwischen dem Ventilkegel und der Dichtfläche am Ventilgehäuse befinden kann. Der Verabschlußschieber tritt durch den radial und von oben kommenden Kontaktstrom durch, indem er ihn an seiner freien Oberfläche durchschneidet. Er bewegt sich dann noch in einen glockenartigen Aufsatz hinein, durch welchen andererseits zugleich die radiale Einströmung des Kontaktes erreicht wird.

Bei sehr kurzen Schließzeiten, die dann erforderlich sind, wenn möglichst wenig Inertgas aus dem Zwischenbehälter in den Reaktionsraum oder ins Freie strömen soll, ist es erforderlich, wie in der linken Abbildung dargestellt, noch teleskopartige Fallringe anzuordnen, die denjenigen Kontakt, der gerade noch in den Verabschlußschieber gefallen ist, aber infolge des raschen Schließens noch nicht über den Ventilkegel das Ventil verlassen konnte, zurückhalten. Kurz vor dem Abschließen setzen sich diese Ringe, die bei geöffnetem Zustand auf kleinen Nocken für den äußeren Ring am Gehäuse und für den inneren im äußeren Ring ruhen und freihängen, nacheinander auf den Ventilkegel und halten diese letzten Kontaktkugeln von der Dichtfläche zurück. Dadurch werden Abschlußzeiten erreicht, die nur etwa $\frac{1}{4}$ der Zeit gegenüber dem Ventil ohne Ringe betragen. Soll weiterhin das Ventil gegen hohe Drücke dicht schließen, so kann die Dichtfläche des Ventilkegels außerdem, mittels Inertgas beispielsweise, mit einer um das Gehäuse angeordneten Blasleitung vor dem Abschluß staubfrei geblasen werden und dadurch auch vor kleinsten Beschädigungen geschützt werden.

XII. Theoretische Untersuchung der Regenerationswärme mit reiner Luft in Gleichstrom.

1.) Heizwert der koksartigen Ablagerungen.

Nach amerikanischen und eigenen Feststellungen haben die koksartigen Ablagerungen etwa den Aufbau $C_n H_n$, d.h. sie bestehen nicht nur aus Kohlenstoff, sondern auch aus Kohlenwasserstoffen, die sich nicht vom Kontakt abspülen lassen. Eine besondere Beachtung verdient somit ihr Heizwert, der infolge des Wasserstoffanteiles höher als der des Kohlenstoffes sein muß.

$$1 \text{ kg } C_n H_n \text{ setzt sich aus } 1/(12 + 1) = 0,077 \text{ kg } H_2 \text{ und} \\ 12/(12 + 1) = 0,923 \text{ kg C zusammen.}$$

Der Heizwert der Ablagerung beträgt somit,

$$H_n = 0,077 \cdot 28570 + 0,923 \cdot 8050 = 2200 + 7440 \\ = 9640 \text{ kcal/kg, d.h. } \sim 10 \text{ 000 kcal/kg.}$$

Der Anteil der Verbrennungswärme des Wasserstoffes an der Gesamtverbrennungswärme beträgt somit

$$\frac{2200}{9640} \cdot 100 = 22,9 \%$$

Da die Verbrennung des C nach Feststellungen in einer Großversuchsanlage nach dem Festbettverfahren bei Regeneration des Kontaktes mit reiner Luft und etwa 20-fachem Luftüberschuß nicht 100 % CO_2 , sondern nur etwa 70 % CO_2 und 30 % CO ergibt, was dadurch erklärt werden kann, daß die an der Oberfläche und in den Randzonen des Kontaktkornes sich befindenden Ablagerungen zu CO_2 und diejenigen Ablagerungen, die im Inneren des Kontaktkornes (Korngröße betrug 6-8 mm stückig) abgelagert sind, infolge Sauerstoffmangel, da letzterer nicht genügend rasch durch die feinen Poren des Kontaktes in das Innere diffundieren kann, zu CO verbrennen, wird die tatsächlich freiwerdende und abzuführende Wärmemenge pro kg Ablagerungen verringert. Sie beträgt nur noch etwa 8000 kcal/kg. Die weiteren Rechnungen sind mit diesem Wert durchgeführt worden. Der Anteil der Verbrennungswärme des Wasserstoffes steigt dadurch auf 25,2 %. Die Menge des Verbrennungswassers, die beim Verbrennen von 1 kg $C_n H_n$ entsteht, beträgt 18,6 kg = 0,692 kg H_2O /kg $C_n H_n$, d.h. das Gewicht des Verbrennungswassers beträgt etwa 70 % des verbrannten Kokes. Als überhitzter Dampf wird das entstandene Wasser vom Regenerationsgas bzw. von der Regenerationsluft mitgeführt. Bei diesen Rechnungen wurde die Spaltwärme der Kohlenwasserstoffe vernachlässigt.

*auf Gleichgewicht $\frac{1}{2} CO_2 \xrightleftharpoons{500^\circ} CO + O_2$
infolge hoher inneren CO-Spannung*

2.) Spezifische Wärme des Kontaktes.

Da bei der kontinuierlichen Kontaktregeneration mit reiner Luft einen beachtlichen Teil der freiwerdenden Verbrennungswärme der Kontakt selbst aufnimmt, wurde die spezifische Wärme des Kontaktes von der Betriebskontrolle ermittelt. Es wurde die mittlere spezifische Wärme

zwischen 200 und 400°C 0,202 kcal/kg °C
 200 und 600°C 0,223 kcal/kg °C festgestellt u. zwischen
 400 und 600°C 0,244 kcal/kg °C daraus errechnet.

Den folgenden Rechnungen ist allgemein der Wert von 0,25 kcal/kg °C zugrunde gelegt worden, da die obigen Werte erst während der Fertigstellung des Betriebes eintrafen.

3.) Wärmebilanz des Regenerationsprozesses.

Um ohne schädliche Kontaktüberhitzung mit Sauerstoffüberschuß oder mit reiner Luft regenerieren zu können, muß inner die durch die Koksverbrennung freiwerdende Wärme (Q_{Koks}) gleich derjenigen Wärme sein, die der Kontakt selbst bei seiner Aufwärmung während der Verbrennung (Q_{Kont}) und die Verbrennungsluft (Q_L) aufnimmt. Die Wärmebilanz lautet somit in der einfachsten Form:

$$Q_{Koks} = Q_{Kont} + Q_L$$

Da die Kokswärme und die Kontaktwärme als gegebene Größen angenommen werden müssen, muß die Wärme, die die Verbrennungsluft aufnimmt, durch Vergrößerung oder Verkleinerung der Luftmenge dem Regenerationsprozeß angepaßt werden. Daher ergibt sich, daß in den meisten Fällen mit einem 8-15fachen Luftüberschuß regeneriert werden muß, je nach Wahl der Kontakt-, Luftaufgangs- und Endtemperaturen. Für die einzelnen Wärmemengen kann geschrieben werden:

$$Q_{Koks} = G_{Koks} \cdot H = G_{Kont} \cdot K_o \cdot H/100$$

$$Q_{Kont} = G_{Kont} \cdot c_{Kont} \cdot (t_E - t_K)$$

$$Q_L = V_L \cdot c_L \cdot (t_E - t_L)$$

Hierbei bedeuten:

G_{Koks} = Gewicht der abzubrennenden Koks menge in kg/m³ Kontakt

K_o = Koksbelastung des Kontaktes in Gew.%

H = Heizwert des abzubrennenden Kokses = 8000 kcal/kg = const.

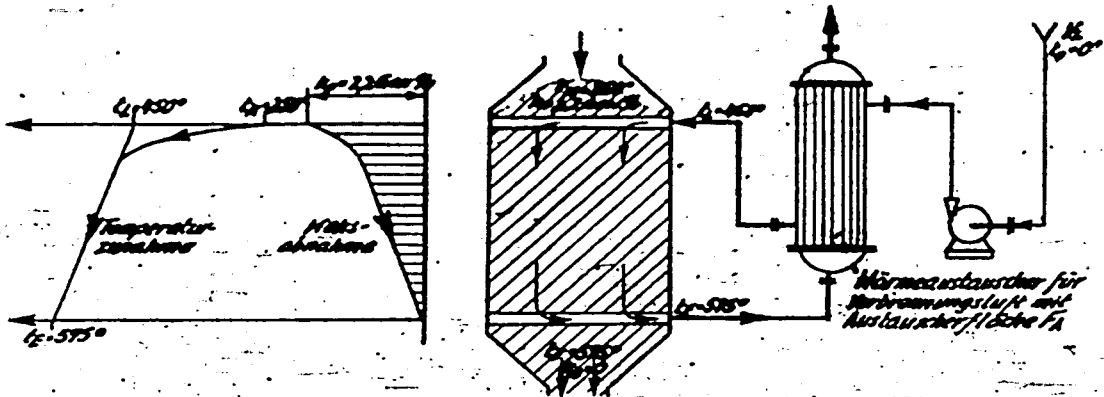
G_{Kont} = Schüttgewicht des Kontaktes = 720 kg/m³ Kont = const.

c_{Kont} = Spez. Wärme des Kontaktes = 0,25 kcal/kg °C = const.

c_L = Spez. Wärme der Luft = 0,32 kcal/m³ °C = const.

- t_{K1} = Temperatur des Kontaktes beim Beginn der Regeneration in °C.
- t_L = Temperatur der Luft beim Beginn der Regeneration in °C.
- t_{K2} = Regenerationsendtemperatur in °C ist für Luft und Kontakt immer gleich.

In der folgenden Skizze ist schematisch das Regenerationsteil mit dem Wärmeaustauscher und Gebläse für die Luft dargestellt. Die Temperaturen sind für einen angenommenen Fall eingetragen. Im Diagramm links ist die Temperaturzunahme einerseits, sowie die Koksabnahme andererseits über den Regenerationsweg dargestellt. Mit zunehmender Temperatur nimmt der Koks ab. Die leichtverbrennlichen Teile verbrennen somit immer mit der tiefsten Temperatur und die schwerverbrennlichen Teile mit der höchsten Temperatur.



Im Diagramm 1 ist die Wärmemenge dargestellt, die 1 m³ Kontakt aufnehmen kann. Sie ist um so größer je kleiner die Kontakttemperatur und je größer die Endtemperatur ist.

Im Diagramm 2 ist die Koks menge je m³ Kontakt dargestellt für verschiedene Koksbeladungen.

Im Diagramm 3 ist für verschiedene Kontaktanfangstemperaturen in Abhängigkeit vom Koksgehalt des Kontaktes, der in Gew.% vom Kontaktgewicht dargestellt ist, der prozentuale Anteil der gesamten Koksverbrennungswärme aufgezeichnet, der vom Kontakt selbst aufgenommen wird. Da für eine bestimmte Anfangs- und Endtemperatur des Kontaktes die vom Kontakt aufgenommene Wärme immer konstant ist, muß bei größer werdender Kokswärme der prozentuale Anteil immer kleiner werden. Bei einer entsprechend geringen Koksbeladung (etwa 1,2 Gew.% Koks/Kontakt) kann hingegen der Kontakt die gesamte Verbrennungswärme aufnehmen, so daß in diesem unteren Bereich mit der theoretisch erforderlichen Luftmenge regeneriert werden könnte.

Man ersieht, daß bei 2,2 Gew.-% Koksbelastung etwa 50 % der Verbrennungswärme nicht mit der Verbrennungsluft abgeführt zu werden braucht. Die Wiederbeheizungsapparat wird somit um so kleiner und einfacher, je kleiner die Koksbelastung des Kontaktes ist.

In Diagramm 4 ist die zur Wärmeabfuhr erforderliche Regenerationsluftmenge (V_L in $\text{Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$) wieder abhängig von der Koksbelastung des Kontaktes dargestellt und zwar für verschiedene Kontakt- und Luftanfangstemperaturen und für verschiedene Regenerationsendtemperaturen. Bei konstanten Anfangs- und Endtemperaturen nimmt V_L mit steigender Koksbelastung des Kontaktes linear, jedoch nicht proportional, zu. Die Geraden schneiden die Abszisse bei der Koksbelastung, deren gesamte Verbrennungswärme vom Kontakt aufgenommen wird, so daß in dem Bereich zwischen Schnittpunkt und Ursprung mit der zur Verbrennung theoretisch erforderlichen Luftmenge die Regeneration durchgeführt werden kann.

Bei einer Koksbelastung von 2,2 Gew.-%/Kont. beträgt die erforderliche Regenerationsluftmenge für die Anfangstemperaturen $t_K = 250^\circ$ und $t_L = 400^\circ$ und die Endtemperatur $t_E = 600^\circ$ $1000 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$ Wird t_K auf 550° verringert, so steigt V_L auf $1520 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$ infolge der um 50° kleineren Temperaturdifferenzen für den Kontakt $t_E - t_K$ und für die Luft $t_K - t_L$. Wird andererseits die Kontaktanfangstemperatur t_K von 250 auf 200° erniedrigt und dafür die Luftanfangstemperatur t_L von 400 auf 450° erhöht, so beträgt V_L wieder bei 2,2 Gew.-% Koks/Kont. bei einer Endtemperatur von 600° $1145 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$, bei einer Endtemperatur von 550° dagegen $2000 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$ Eine Erhöhung der Luftanfangstemperatur t_L um einen gewissen Betrag kann keinesfalls ausgeglichen werden durch eine entsprechend gleiche Erniedrigung der Kontaktanfangstemperatur t_K . Um möglichst kleine Luftmengen zu erhalten, muß vor allem die Luftanfangstemperatur möglichst niedrig gehalten werden. Da für einen bestimmten Koksgehalt bei verschieden gewählten Regenerationsanfangs- und endtemperaturen die Luftmengen, wie aus obigen Beispielen ersichtlich, sehr stark schwanken, werden im Folgenden diese Abhängigkeiten genauer untersucht.

4.) Die Regenerationsluftmengen für eine bestimmte Koksbelastung.

In Diagramm 5 ist für konstante Luftanfangstemperatur $t_L = 450^\circ$ die erforderliche Luftmenge V_L in Abhängigkeit von der Kontaktanfangstemperatur t_K dargestellt, und zwar für die Endtemperaturen $t_E = 550^\circ$, 575° und 600° . Es ist selbstverständlich, daß mit steigendem t_K einerseits und mit fallendem t_E andererseits die Regenerationsluftmenge zunimmt.

In Diagramm 6 ist für konstante Kontaktanfangstemperatur $t_K = 200^\circ$ die erforderliche Luftmenge V_L in Abhängigkeit von der Luftanfangstemperatur t_L dargestellt wieder für die Endtemperaturen $t_E = 550^\circ$, 575° und 600° . Auch hier ist es selbst-

verständlich, daß die Luftmenge mit zunehmendem t_L und fallendem t_R zunehmen müssen. Für V_L kann geschrieben werden:

$$V_L = \frac{c_{\text{Kont}} \sqrt{K_0 \cdot M/100 - c_{\text{Kont}} (t_R - t_K)}}{c_L (t_R - t_L)} = \frac{K_1}{K_2 - t_L}$$

Die Zunahme der Luftmenge mit steigendem t_L verläuft nicht linear. Die analytische Untersuchung der Funktion $V_L = f(t_L)$ ergibt, daß diese Kurven Hyperbeln sind. Die konstanten Glieder für eine Kurve können in den Konstanten K_1 und K_2 zusammengefaßt werden.

$$K_1 = \frac{c_{\text{Kont}} \sqrt{K_0 \cdot M/100 - c_{\text{Kont}} (t_R - t_K)}}{c_L}$$

$$K_2 = t_R$$

Für den Fall $t_L = t_R$ wird $V_L = \infty$, d.h. bei $t_L = t_R$ hat die Hyperbel eine Asymptote; die zweite auf der ersten senkrecht stehenden Asymptote ist die Abszisse selbst. Die Änderung der Luftmenge beispielsweise für eine bestimmte Steigerung von t_L muß um so größer sein, je größer t_L selbst ist.

In den Diagrammen 7, 8 und 9 ist für Koksbeladungen des Kontaktes von 1,7; 2,2 und 2,7 Gew.% die erforderliche Regenerationsluftmenge V_L für die Regenerationsendtemperaturen $t_R = 600^\circ$ und $t_R = 550^\circ$

- 1.) abhängig von der Kontaktfangtemperatur t_K und
- 2.) abhängig von der Luftfangtemperatur t_L

in dreidimensionaler Darstellung aufgetragen, um für jeden möglichen Betriebszustand die Regenerationsluftmenge ohne Rechnung herausgreifen zu können.

	$t_L = 400$	$t_L = 450$	
$t_K = 200$	1335	2000	$t_R = 550$
	860	1145	$t_R = 600$
$t_K = 250$	1520	2280	$t_R = 550$
	1000	1335	$t_R = 600$
V_L in $\text{Nm}^3/\text{m}^3 \text{Kont.}$			

Die für die Temperatureprünge von 50° bei einer konstanten Koksbeladung von 2,2 Gew.%/Kont. hier zusammengestellten Werte zeigen am einfachsten

- 1.) wie stark V_A mit steigendem t_B abnimmt,
- 2.) wie stark V_A mit steigendem t_L zunimmt und
- 3.) wie V_A ebenfalls mit steigendem t_L zunimmt.

Es wird eine wichtige Aufgabe für die technische Versuchsanlage sein, die optimalen Temperaturen, bei welchen noch eine einwandfreie Regeneration durchzuführen ist, zu ermitteln und die erforderlichen Luftmengen nachzuprüfen.

5.) Die ~~Wärmetauscherflächen für Aufbereitung der Regenerationsfrischluft~~
~~in der Regenerationsanlage.~~

Die ausgetauschte Wärmemenge Q_A (kcal/m³Kont.) der Regenerationsluft, die erforderlich ist, um 1 m³ Kontakt, der mit K_0 (Gew.-% Naks/Kont.) beladen ist, zu regenerieren, wird

$$Q_A = V_L \cdot c_L \cdot (t_B - t_A),$$

worin t_A die Temperatur der Ansaugluft ist; t_A wird in allen Rechnungen mit 0°C angenommen. Es ist dann

$$Q_A = V_L \cdot c_L \cdot t_B$$

Für die erforderliche Austauschfläche kann dann geschrieben werden:

$$F_A = \frac{Q_A}{K \cdot \Delta t_A}, \text{ worin}$$

t_A die mittlere Temperaturdifferenz zwischen Regenerationsfrischluft und Regenerationsabluft im Austauscher und K die Wärmedurchgangszahl ist. Für t_A kann gesetzt werden, da Frisch- und Abluft immer die gleiche Menge haben,

$$\Delta t_A = t_B - t_L$$

Die Austauschfläche ergibt sich dann zu

$$F_A = \frac{V_L \cdot c_L \cdot t_B}{K \cdot (t_B - t_L)} = \frac{t_B \cdot \text{Kont} \cdot [K_0 \cdot H / 100 - c_{\text{Kont}} (t_B - t_L)]}{K (t_B - t_L)^2} \quad \left[\frac{\text{m}^2}{\text{m}^3 \text{Kont. und Std.}} \right]$$

Die Wärmedurchgangszahl K wird in allen Rechnungen konstant mit 15 kcal/h m² und °C eingesetzt. Die errechnete Austauschfläche ist dann jeweils so groß, daß die Wärmemenge Q_A in einer Stunde ausgetauscht werden kann.

Im Diagramm 5 (gestrichelte Kurven, zugehörige Ordinate rechts) ist für die Naksbeladung von 2,2 Gew.-%/Kont. untersucht, wie sich die erforderliche Austauschfläche bei zunehmender Kontaktaufgangstemperatur vergrößert, wenn $t_L = 450^\circ = \text{const.}$ ist.

Da außer t_K auf der rechten Seite der Gleichung für F_A alle Werte in diesem Fall konstant sind, ist leicht zu ersehen, daß F_A linear, jedoch nicht proportional zu t_K zunehmen muß. Die Kurven sind für die Endtemperaturen $t_E = 600^\circ$, 575° und 550° berechnet. Mit steigender Endtemperatur muß F_A kleiner werden (jedoch nicht linear).

Im Diagramm 6 ist für die gleiche Koksbeladung, jedoch für steigende Luftanfangstemperaturen wieder für die gleichen Werte von t_E , F_A eingetragen, wobei $t_K = 200^\circ = \text{const.}$ angenommen ist. Die Zunahme von F_A mit steigender Luftanfangstemperatur ist hier sehr groß und es ist ihre Dimensionierung in einer Großanlage besonders zu beachten. Es ist wichtig, ob die Luftanfangstemperatur 400° oder beispielsweise 425°C betragen muß.

Da in diesem Fall alle Glieder der rechten Seite der Gleichung für F_A außer t_L konstant sind, kann sie zwecks einfacher analytischer Betrachtung durch Einsetzen der Konstanten

$$F_A = \frac{K_1 \cdot t_L}{(K_2 - t_L)^2}$$

geschrieben werden. Die Konstanten K_1 und K_2 haben folgenden Wert:

$$K_1 = \frac{G_{\text{Kont}}}{K} \left[K_0 \cdot H/100 - G_{\text{Kont}} (t_E - t_K) \right] ; K_2 = t_E$$

F_A wird also durch eine gebrochene rationale Funktion dargestellt. Für den Fall $t_L = t_E$ wird $F_A = \infty$. Bei $K_2 = t_E = t_L$ befindet sich eine vertikale Asymptote. Die Kurve geht durch den Koordinatenursprung und bei $K_2 = t_E$ ist ein Minimum; weiterhin verläuft die Kurve asymptotisch zur Temperaturachse. Der ungefähre Verlauf ist folgender:



In den Diagrammen 10-12 ist wieder für die Koksbeladungen 1,7; 2,2 und 2,7 Gew.%/Kont. die Austauschfläche in dreidimensionaler Darstellung über t_L und t_K für $t_E = 550$ und 600° dargestellt, um die Abhängigkeit von F_A für möglichst viele Fahrweisen anschaulich darzustellen, da die Austauschfläche wesentlich stärker von t_L und t_E abhängig ist, als die Regenerationsluftmenge. Um möglichst leicht einen Überblick über diese Abhängigkeiten zu erhalten, werden wieder für Temperatursprünge von 50° für t_K , t_L und t_E und eine konstante Koksbeladung von 2,2 Gew.% die Werte für F_A zusammengestellt:

	$t_L = 400$	$t_L = 450$	
$t_K = 200$	76,1	192	$t_E = 550$
	36,7	73,3	$t_E = 600$
$t_K = 250$	86,3	219	$t_E = 550$
	42,6	83,6	$t_E = 600$

F_A in $\frac{\text{m}^2}{\text{m}^3 \text{Kont. und Std.}}$

Infolge dieser großen Abhängigkeit von V_A wird beachtet, in der technischen Versuchsanlage (Nr 34) die Wärmeaustauscher erst dann aufzustellen, wenn die ersten Versuchsergebnisse vorliegen, um sie genau dimensionieren zu können. In der vorhandenen eingangs beschriebenen halbertechnischen Versuchsanlage ist es infolge ihrer Kleinheit nicht möglich, diese Fragen eindeutig zu klären, da durch Abstrahlungen und Temperaturfehlmessungen die Werte noch zu sehr verfälscht werden.

6.) Die Regenerationsendtemperatur:

Im praktischen Betrieb einer Großanlage werden normalerweise die zu regenerierende Kontaktmenge, die Koksbelegung des Kontaktes, die Kontaktanfangstemperatur, die Luftanfangstemperatur und die Luftmenge immer weitgehend konstant sein, somit wird auch die Regenerationsendtemperatur konstant und der Temperaturverlauf in Regenerationsteil stationär sein. Es können aber Fälle eintreten, beispielsweise durch Betriebsstörung an einem Kontakt-Kühl- und -Spülkreislauf usw., wo dieser Zustand plötzlich gestört wird.

Die folgende rechnerische Untersuchung zeigt, welchen Einfluss Schwankungen

- 1.) der Kontaktanfangstemperatur t_K
- 2.) der Luftanfangstemperatur t_L und
- 3.) der Koksbelegung K_0

bei einer konstanten Regenerationsluftmenge V_L auf die Regenerationsendtemperatur ausüben.

Für die Wärmebilanzgleichung bei der Regeneration

$$Q_{\text{Koks}} = Q_{\text{Kont}} + Q_L \text{ kann geschrieben werden:}$$

$$K_0 \cdot c_{\text{Kont}} \cdot H/100 = c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} (t_K - t_K) + V_L \cdot c_L (t_K - t_L)$$

Daraus ergibt sich für die Regenerationsendtemperatur:

$$t_K = \frac{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}}}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L} \cdot t_K + \frac{V_L \cdot c_L}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L} \cdot t_L + \frac{c_{\text{Kont}} \cdot H/100}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L} \cdot K_0$$

$$\text{oder } t_K = K_1 \cdot t_K + K_2 \cdot t_L + K_3 \cdot K_0$$

wobei die Konstanten K_1 , K_2 und K_3 folgende Werte haben:

$$K_1 = \frac{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}}}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L}; \quad K_2 = \frac{V_L \cdot c_L}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L}; \quad K_3 = \frac{c_{\text{Kont}} \cdot H/100}{c_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} + V_L \cdot c_L}$$

Von der Regenerationsluftmenge V_L sind die Konstanten noch abhängig. Für die verschiedenen Regenerationsluftmengen haben sie beispielsweise folgende Werte:

$V_L =$	1000	1500	2000 $\text{Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$
K_1	0,360	0,275	0,220
K_2	0,640	0,727	0,780
K_3	115,1	87,2	70,2

In Diagramm 11 ist für die konstante Koksabladung von 2,2 Gew.-%/Kont. und für die Regenerationsluftmengen von 1000, 1500 und 2000 $\text{Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$ die Regenerationsendtemperatur aufgetragen, abhängig wieder von t_K und t_L . Für die einzelnen Regenerationsluftmengen sind die t_E -Ebenen eingezeichnet; die t_E -Werte müssen um so kleiner sein, je größer V_L ist, außerdem werden sie um so kleiner, je kleiner die Kontaktaufangstemperatur t_K ist. Der Einfluß der Kontaktaufangstemperatur ist jedoch nicht so groß wie der Einfluß der Luftanfangstemperatur t_L . Mit steigendem t_L nimmt t_E stärker zu. Beachtenswert ist jedoch, daß die Zunahme um so größer ist, je größer V_L ist. Die einzelnen t_E -Ebenen für $V_L = \text{const.}$ schneiden sich in einer Geraden.

Für den Fall, der allerdings keine praktische Bedeutung hat, $t_L = 976^\circ$ bei $t_K = 275^\circ = \text{const.}$, ist $t_E = t_L = 976^\circ$ ganz gleich wie groß V_L ist, da in diesem Fall der Kontakt die gesamte Verbrennungswärme aufnimmt, eine gleiche Koksabladung von 2,2 Gew.-%/Kont. vorausgesetzt.

Um leicht einen Überblick zu erhalten, in welchem Maß t_E abhängig ist bei Änderungen der Regenerationsbedingungen, wird für einen Bereich, welcher aller Voraussicht nach den optimalen Bereich einschließt, für zwei Regenerationsluftmengen, zwei Kontaktaufangs-, zwei Luftanfangstemperaturen und zwei Koksabladungen die erreichbare Regenerationsendtemperatur angegeben.

I.) $V_L = 1000 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$

II.) $V_L = 1500 \text{ Nm}^3/\text{m}^3\text{Kont.}$

t_K	$t_L = 400$		$t_L = 450$	
	200	558,2	590,2	2,0 Gew.-%
	581,5	613,5	2,2 " "	
250	576,2	608,2	2,0 " "	
	599,5	631,5	2,2 " "	

t_K	$t_L = 400$		$t_L = 450$	
	200	519,5	556,0	2,0 %
	536,8	573,3	2,2 %	
250	533,1	569,6	2,0 %	
	550,4	586,9	2,2 %	

Es wurden 14, 15 und 16 für die Regenerationsluftmengen $V_L = 1000, 1500$ und $2000 \text{ m}^3/\text{Kant.}$ und jeweils für Koksbelastungen 2,0, 2,3 und 2,4 Gew.-%/Kant. t_K in dreidimensionaler Darstellung wieder für veränderliches t_L und veränderliches V_L als Ordinate die sich ergebende Regenerationsendtemperatur t_E angegeben.

Aus den Diagrammen 15 bis 16 und vorstehenden Schalentafeln entnommenen Werten für t_E ist ersichtlich, daß sich t_E bei einer Änderung von

	$V_L = 1000 - 1500$
t_K um 50° um	18 - 14 $^\circ$
t_L um 50° um	32 - 36 $^\circ$
K_p um 0,2 Gew.-% um	25 - 17 $^\circ$

bei sonst jeweils konstanten Betriebsbedingungen vergrößert.

So große Änderungen in der Koksbelastung, sowie Temperaturschwankungen von 50° , werden bei einem gut geregelten Betrieb nicht vorkommen, so daß normalerweise auch eine Kontaktgefährdung durch schädliche Überhitzung infolge Überschreitung der obersten 600° -Grenze für t_E in Anbetracht der kontinuierlichen Fahrweise nicht eintreten kann.

Es sei aber auf eine Beobachtung an 20 Ltr-Ofen hingewiesen. Es wurde festgestellt, daß Schwankungen der Kontaktanfangstemperatur, die durch den Wechsel des Kontaktbehälters in den oberen Vortatsbehälter (s. Abb. 1) hervorgerufen wurden dadurch, daß der Kontakt des neuen Behälters etwa 50° heißer war als der letzte Rest des vorhergehenden Behälters, der sich in etwa der 3-5 stundenlangen Zwischenzeit abgekühlt hatte trotz guter Isolation, die Regenerationsendtemperatur t_E nicht etwa nur um $14-18^\circ$ anstieg, sondern um etwa 100° .

Dieser Widerspruch zu den vorstehenden Rechnungen kann nur dadurch erklärt werden, daß infolge der höheren Kontaktanfangstemperatur die Verbrennungsgeschwindigkeit, die vorher in einer Art Gleichgewicht mit der tieferen Kontaktaufgangs- und Luftanfangstemperatur, sowie vor allem auch mit der Regenerationsluftmenge stand, sich ziemlich rasch infolge der größeren Kontaktanfangstemperatur erhöhte, so daß die zunächst weiterhin konstant gehaltene Regenerationsluftmenge nicht ausreichte, um die infolge der wesentlich größeren Verbrennungsgeschwindigkeit freiwerdende Wärmemenge abzuführen. Somit steigern sich Luft- und Kontakttemperatur. Diese Zunahme führt wiederum zu einer weiteren Steigerung der Verbrennungsgeschwindigkeit. Es tritt also, wenn das Gleichgewicht einmal merklich gestört ist, eine Aufschaukelung ein, die zu Kontaktschädigungen führen kann.

Der beschriebene Vorgang zeigte eine Aufschaukelung nach oben, Gekühltheitlich kann man sich diesen Vorgang auch umgekehrt bei beliebigem Abstand der Kontakt- oder Luftanfangstemperatur vorstellen. Es kann dann ein sehr rasches Abklingen des Verbrennungsvorganges eintreten, so daß der Kontakt schlecht regeneriert nach dem Krackman rutscht.

Da der Verbrennungsvorgang infolge der mangelnden Kenntnis der chemischen Konstitution der koksartigen Ablagerungen, die etwa 6,5 Gew.-% Wasserstoff enthalten, nicht bekannt ist, kann hier vielleicht als Ersatz eine Untersuchung von Rosin und Fehling (Rosin, Knyser und Fehling: Die Kündung fester Brennstoffe auf dem Koal, Untersuchungen über das Kündverhalten. Bericht D 51 des Reichkohlenrates weiterhin gekürzt in Gans: Kurzes Handbuch der Feuerungstechnik, Springer 1942) über die Kündung fester Brennstoffe herangezogen werden. Sie stellen fest, daß auch Kohle in dem Temperaturbereich von 200-2400° durch das Gesetz von Van't Hoff-Arrhenius, worin K die Geschwindigkeitskonstante ist, dargestellt werden kann.

$$K = e^{B - \frac{A}{T}} = 15,7 - \frac{6720}{T} \quad [\text{kcal/m}^2 \text{ h}]$$

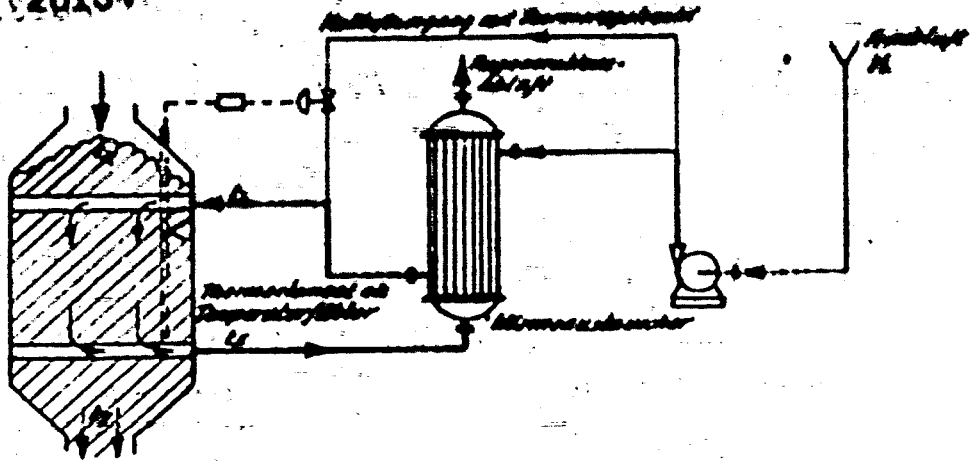
Es ist $e = 2,718$; Basis der nat. Logarithmen und T die Reaktionstemperatur in K. Rosin und Fehling erhalten danach für

t = 200°C	K = 15 kcal/m ² h
400°C	638 kcal/m ² h
800°C	19988 kcal/m ² h
1200°C	96460 kcal/m ² h

Diese Werte gelten für eine KSKohle, die einen Wasserstoffgehalt von etwa 6,7 Gew.-% auf C + H₂ bezogen hat. Die koksartigen Ablagerungen haben wahrscheinlich etwa den gleichen Wasserstoffgehalt (8-9 Gew.-%). Es ist demnach der Schluß berechtigt, daß die Temperaturabhängigkeit ihrer Verbrennungsgeschwindigkeit weitgehend ähnlich der Gesetzmäßigkeit der untersuchten Kohle ist.

Da in der technischen Versuchsanlage, aber auch an einer Großanlage, ähnliche Aufschaukelungen beispielsweise durch nicht sofort erkennbare Störungen in der Kontaktabkühlung eintreten können, ist es ratsam, die Regenerationsluftmenge oder besser die Regenerationslufttemperatur t_L mit Hilfe eines von der Regenerationstemperatur automatisch gesteuerten Ventils, welches in einer Wärmeaustauscher- bzw. Luftvorheizungsanlage sich befindet, durch Kaltluftmischung die Lufttemperatur t_L jeweils soweit herabzudrücken, daß die Verbrennungsgeschwindigkeit und somit auch die Regenerationsendtemperatur t_E in den erlaubten, dem Kontakt nicht schädigenden Grenzen bleibt. Ähnliche Temperaturregelvorrichtungen werden auch in den Kühl- bzw. Spülkreisläufen vorteilhaft sein. Diese Regelung der Regenerationsendtemperatur mit Hilfe eines Temperatursensors wird auch bei Regeneration mit fest angeordneten Kontakt möglich sein.

20134



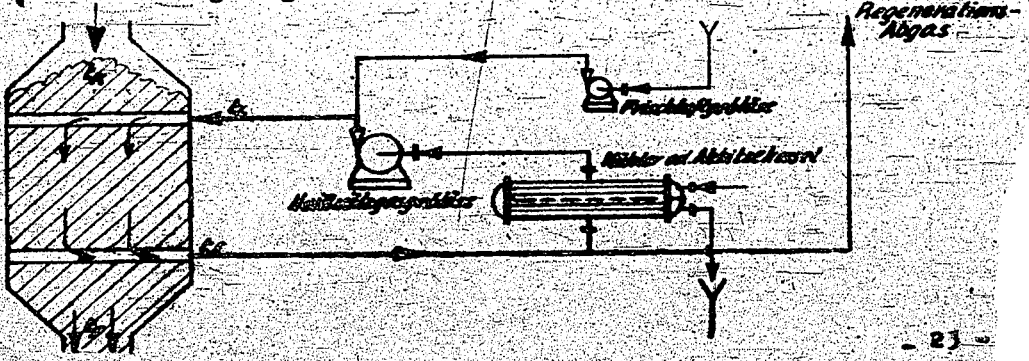
Wird die Regenerationsluftmenge bei sonst gleichen Regenerationsbedingungen verändert, so erhöht sich t_g mit fallendem V_L . Arbeiten in einer Größenlage beispielsweise drei Gebläse auf einen Ofen, so wird der Ofen durchgehen, wenn ein Gebläse davon infolge Betriebsstörung plötzlich ausfällt. Auch für diesen Fall sind entsprechende Maßnahmen vorzusehen um eine Kontaktschädigung zu verhindern.

7.) Berechnung über den Wasserdampfgehalt in Regenerationsgas.

Der zur Verwendung kommende Crackkontakt ist bekanntlich wasserdampfempfindlich. Da beim Abbrennen von 1 kg Koks der Zusammensetzung $C_n H_n$ 0,692 kg H_2O (entspricht bei 500° und 0 atü 3,6 · 0,692 = 2,5 m³ Dampf) entstehen, tritt eine Anreicherung der Regenerationsluft mit Wasserdampf ein. Diese Wasserdampfanreicherung soll so niedrig als möglich sein, deshalb kommen z.Zt. Regenerationsverfahren mit Umwälzung von Heißgas (vor allem beim Festbettverfahren), aus welchem nur die im Kontaktofen jeweils angeführte Koksverbrennungswärme abgeführt wird, nicht in Betracht.

Es soll zunächst für zwei verschiedene Arten von Heißgasumwälzung für bestimmte Annahmen der Wasserdampfgehalt in Regenerationsgas berechnet werden.

Fall 1) Die dem Kreislauf zugesetzte Luft entspricht der zur Verbrennung der Ablagerungen theoretisch erforderlichen Luftmenge.



Annahme; Koksbeladung $K_k = 2,2 \text{ Gew.}\% / \text{Kont.}$
 $G_{\text{Koks}} = 15,8 \text{ kg/m}^3 \text{ Kont.}$

Entstehender Wasserdampf: Bei Verbrennung von 1 kg Koks werden 0,692 kg H_2O Da. gebildet, *) dieser hat bei 500° ein Volumen von $3,6 \cdot 0,692 = 2,5 \text{ m}^3 / \text{kg Koks.}$ Die bei der Regeneration von $1 \text{ m}^3 \text{ Kont.}$ entstehende Dampfmenge ist;

$$V_{\text{Da}} = 2,5 \cdot 15,8 = 39,4 \text{ m}^3 \text{ Dampf } (500^\circ) / \text{m}^3 \text{ Kont.}$$

Die zur Verbrennung von 15,8 kg Koks theoretisch erforderliche Luftmenge ist:
 $V_{L \text{ th}} = 15,8 \cdot 10 = 158 \text{ m}^3 / \text{m}^3 \text{ Kont.}$

Da bei kontinuierlichem Betrieb im Beharrungszustand die gesamte pro Zeiteinheit gebildete H_2O -Da.Menge in der gleichen Zeiteinheit im Abgas enthalten sein muß, läßt sich der Da.-Gehalt aus der Zusammensetzung des Abgases zugleich am Kontaktofenaustritt bzw. -eintritt berechnen. Damit der Frischluft auch, je nach Wetterlage, Wasserdampf zugeführt wird, wie aus dem Diagramm 18 zu entnehmen ist, tritt eine Überlagerung des Verbrennungswasserdampfs und des Frischluftwasserdampfs dann ein, wenn die Regeneration praktisch drucklos erfolgt. **) Für den Frischluftwasserdampf wird ein Jahresmittel von etwa 1 Vol.-% angenommen.

$w_{A \text{ ges.}}$ und $w_{E \text{ ges.}}$ seien der Wasserdampfgehalt in Vol.-% am Austritt und Eintritt des Ofens.

w_L sei der Wasserdampfgehalt in Vol.-% der Frischluft (nach Diagramm 18).

$w_{A \text{ verb.}}$ und $w_{E \text{ verb.}}$ seien der Verbrennungswasserdampf in Vol.-% am Austritt und Eintritt des Ofens.

Es gilt dann:

$$w_{A \text{ ges.}} = w_{A \text{ verb.}} + w_L$$

$$w_{E \text{ ges.}} = w_{E \text{ verb.}} + w_L$$

Für den Wasserdampfgehalt des Abgases bzw. am Ofenausritt kann demnach geschrieben werden:

$$w_{A \text{ ges.}} = \frac{V_{\text{Da}} \cdot 100}{V_{L \text{ th}} + V_{\text{Da}}} + w_L$$

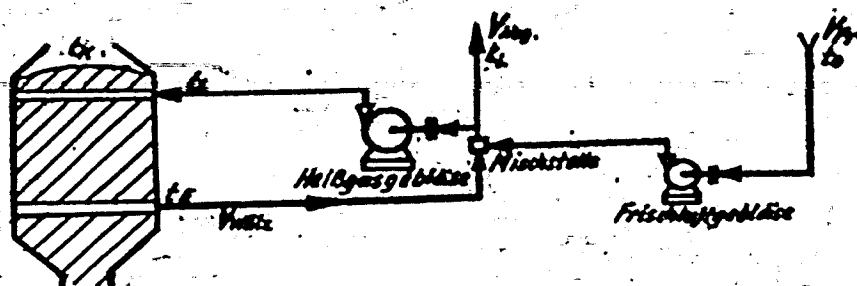
Zu beachten ist nur, daß die Volumina von $V_{L \text{ th}}$ und V_{Da} bei gleicher Temperatur, beispielsweise $500^\circ C$, einzusetzen sind.

$$w_{A \text{ ges.}} = \frac{39,4 \cdot 100}{158 \frac{273+500}{273} + 39,4} + 1 = 8,1 + 1 = 9 \text{ Vol.}\%$$

*) vergl. Seite 11

**) bei Regeneration unter Druck wird hinter den Kompressoren das meiste Wasser abgeschieden.

Fall 2) Wird diese Fahrweise soweit abgewandelt, daß die Verbrennungswärme nicht in einem Kühler oder Abhitzeessel abgeführt wird, sondern führt man jeweils dem unzulässigen Heißgas so viel kalte Frischluft zu, daß die Mischtemperatur des heißen Wälgases, welches mit der Regenerationsendtemperatur den Ofen verläßt und der Frischluft (die die Temperatur $t = 0^\circ$ haben soll) gleich der gewaschenen Wälgasanzugtemperatur t_L ist, so erhält man bei der Praxis entlehnten Regenerationsbedingungen einen überraschend niedrigen Wasserdampfgehalt.



Annahmen:	K_0 = Koksbelastung	= 2,2 Gew. % / Kont.
	t_K = Kontaktanfangstemperatur	= 300°C
	t_L = Wälgasanzugtemperatur	= 450°C
	t_E = Regenerationsendtemperatur	= 550°C
	t_0 = Frischlufttemperatur	= 0°C

Wärmehilanz für 1 m^3 Kont.

$$Q_{\text{Koks}} = Q_{\text{Kont}} \cdot K_0 \cdot H/100 = 720 \cdot 2,2 \cdot 8000/100 = 127000 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

$$Q_{\text{Kont}} = Q_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} \cdot (t_E - t_K) = 720 \cdot 0,25 \cdot (550 - 300) = 45000 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

$$Q_{\text{Wälg}} = Q_{\text{Koks}} - Q_{\text{Kont}} = 82000 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

Die Regenerationsabgasmenge V_{Abg} muß, da der Druck im Ofen über die Zeit konstant bleiben soll, gleich der Frischluftmenge V_{Fr} sein. Der beim kontinuierlichen Regenerieren pro Zeiteinheit entstehende Wasserdampf muß, nachdem sich der Kreislauf mit H_2O -Da. angereichert hat und Beharrungszustand eingetreten ist, in der gleichen Zeiteinheit mit dem Abgas V_{Abg} abgeführt werden. Der für das Abgas zu errechnende Wasserdampfgehalt muß gleich dem Wasserdampfgehalt des Wälgases hinter der Mischstelle oder am Ofeneingang sein.

Das Abgas wird mit der Temperatur t_L abgeführt gemäß Annahme. Die Abgasmenge muß, da die zugeführte Wärme der abgeführten Wärme gleich sein muß, so groß sein, daß die gesamte Koksverbrennungswärme weniger der Wärmemenge, die der Kontakt aufnimmt, mit abgeführt werden kann.

2013/11

Es kann demnach geschrieben werden:

$$V_{\text{Abg.}} = V_{\text{Fr.}} = \frac{Q_{\text{Wass.}}}{\rho_{\text{Wass.}} \cdot (v_{\text{Wass.}} - v_{\text{Wass.}}^0)} = \frac{Q_{\text{Wass.}}}{\rho_{\text{Wass.}} \cdot L} = 82000 / 0,32 \cdot 450 = 570 \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{Kont.}$$

Das Wasserdampfvolumen entspricht demjenigen von Fall 1). Der Gehalt an Wasserdampf hinter der Mischstelle im Abgas, also auch am Ofeneingang, ist demnach

$$w_{\text{H verb.}} = \frac{39,4 \cdot 100}{570 \cdot \frac{100}{215} + 39,4} = 2,39 \text{ Vol.} \% \text{ H}_2\text{O Da.}$$

Die Wälgasmenge V_{L} ist:

$$V_{\text{Wälg.}} = \frac{Q_{\text{Wälg.}}}{\rho_{\text{L}} \cdot (v_{\text{Wälg.}} - v_{\text{Wälg.}}^0)} = 82000 / 0,32 \cdot (550 - 450) = 2560 \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{Kont.}$$

In diesem Wälgas werden an der Mischstelle 570 m³ Frischluft zugeführt (der Wasserdampfgehalt der Frischluft bleibt zunächst noch unberücksichtigt).

$$V_{\text{Wälg.}} + V_{\text{Fr.}} \text{ haben somit den Wasserdampfgehalt } w_{\text{H verb.}}$$

Der Wasserdampfgehalt am Ofenausritt ist demnach:

$$w_{\text{A verb.}} = \frac{(V_{\text{Wälg.}} + V_{\text{Fr.}}) w_{\text{H verb.}}}{V_{\text{Wälg.}}} = (2560 + 570) \cdot 2,39 / 2560 = 2,92 \text{ Vol.} \%$$

Bei Berücksichtigung des Wasserdampfgehalts der aus der Atmosphäre angesaugten Frischluft (wieder etwa 1 Vol. % als Jahresmittel) ergibt sich

$$\text{am Ofeneingang } w_{\text{H ges.}} = 2,39 + 1 = 3,4 \text{ Vol.} \%$$

$$\text{am Ofenausgang } w_{\text{A ges.}} = 2,92 + 1 = 3,9 \text{ Vol.} \%$$

Der Sauerstoffgehalt im Wälgas am Ofeneingang wird noch errechnet:

Es wird wieder, wie bei der Wasserdampfberechnung, davon ausgegangen, daß der gesamte mit der Frischluft zugeführte Sauerstoff, der im Überschuss vorhanden ist, nach Erreichung des Beharrungszustandes mit dem Abgas wieder abgeführt werden muß. Es kann daher geschrieben werden:

$$\text{O}_2 \text{ im Abgas} = (V_{\text{Fr.}} - V_{\text{L th}}) \cdot 0,21 = (570 - 158) \cdot 0,21 = 86,5 \text{ m}^3 \text{O}_2/\text{m}^3 \text{Kont.}$$

$$\text{O}_2\text{-Gehalt im Abgas} = 86,5 \cdot 100 / 570 = 15,2 \text{ Vol.} \%$$

Da das Abgas ein Teilstrom des auf den Ofen gehenden Wälgases ist, muß letzteres die gleiche Sauerstoffkonzentration haben.

Verden nun die Annahmen für die Fahrweise im Fall 2) bei gleicher Kohlenbelastung des Kontaktes und gleicher Frischlufttemperatur im praktisch möglichen Bereich etwas variiert, so gelangt man zu den nachstehenden Werten:

		I	II	III
Annahmen:	t_K °C	300	250	250
	t_L °C	450	425	400
	t_H °C	550	575	600
<hr/>				
	$V_{W\ddot{a}lz.} \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{ Kont.}$	2560	1430	1000
	$V_{Fr.} \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{ Kont.}$	570	504	500
Ergebnisse:	w_H verb. %	2,39	2,77	2,71
	w_A verb. %	2,92	3,75	4,06
	w_H ges. %	3,4	3,8	3,7
	w_A ges. %	4,0	4,8	5,1

Die praktische Anwendung dieses Verfahrens ist jedoch nicht so groß, selbst unter der Voraussetzung, daß ein Betrieb mit einem bei 400-450° arbeitenden Wälzgasgebläse keine Schwierigkeiten macht. Die umzuwälzende Heißgasmenge entspricht in diesem Fall, wenn die übrigen Regenerationsbedingungen (K_0 , t_K , t_L , t_H), der Wasserdampfgehalt ausgenommen, gleich sind, der anzuzugängenden Luftmenge beim Betrieb mit Wärmeaustauschern, also bei Regeneration im geraden Durchgang. Der Hauptnachteil der Heißgasumwälzung liegt darin, daß die Verdichtungsenergie für das gleiche Wälzgas bzw. Luftgewicht bei gleichem Verdichtungsverhältnis proportional mit dem Volumen, also auch linear, mit steigender Temperatur zunimmt. Infolge der größeren Verdichtungsenergie bei Heißgasumwälzung wird, wenn nur überschlägig der Stromverbrauch mit 1 Rpf/kWh und für 5-jährigen Betrieb in Rechnung gesetzt wird, die Heißgasumwälzung trotz der Einsparung der Wärmeaustauscher teurer. Folgende Kostenverhältnisse können nach dem jetzigen Stand angegeben werden:

I. Betrieb mit Wärmeaustauschern:

Elektrische Energie für Regenerationsluft (5 Jahre) und
Kosten für Wärmeaustauscher (Anschaffungspreis).

1 Rpf/kWh	1
2 Rpf/kWh	1

II

Kosten für Heißgasumwälzung:

Elektrische Energie für Wälzgas und Frischluft (5 Jahre)
Mehrpreis für Heißgasgebläse.

1,25
1,55

In Diagramm 17 ist der Wasserdampf der Frischluft in Gramm/M^3 für verschiedene Sättigungsgrade abhängig von der Außentemperatur aufgetragen.

In Diagramm 18 ist der Wasserdampfgehalt der Frischluft in Vol.-% wieder für verschiedene Sättigungsgrade abhängig von der Außentemperatur dargestellt. Diese Werte können im Verlaufe eines Jahres etwa zwischen 0,2 und 3 Vol.-% schwanken. Als Jahresmittel wird 1 Vol.-% geschätzt, dies entspricht etwa einer 70%-Sättigung der Luft mit Wasserdampf, bei einer Außentemperatur von 12°C . Dieser Wert wurde auch den bisherigen Betrachtungen bereits zugrunde gelegt.

In Diagramm 19 ist für Regeneration im geraden Durchgang der Wasserdampfgehalt der den Kontaktofen verlassenden Regenerationsluft abhängig, von der Koksbeladung des Kontaktes für bestimmte Regenerationsanfangs- und -endbedingungen aufgetragen. Mit kleiner werdender Koksbeladung nimmt der Verbrennungswasserdampfgehalt in der Regenerationsabluft zu, denn nach Diagramm 3 nimmt der Anteil der Wärmemenge, die der Kontakt während der Verbrennung aufnimmt, sehr stark zu, so daß als Folge die Regenerationsluftmenge stärker abnimmt, als es der Abnahme der Ablagerungen entsprechen müßte. Infolge der erheblich kleineren Luftmengen bei niedrigeren Koksbeladungen muß also der Wasserdampfgehalt höher sein.

In Diagramm 20 ist wieder für Regeneration im geraden Durchgang, jedoch für den konstanten Koksgehalt von 2,2 Gew.-%/Kont., der Wasserdampfgehalt der Regenerationsabluft in dreidimensionaler Darstellung abhängig von der Kontakthanfangstemperatur t_K und der Luftanfangstemperatur t_L für die Regenerationsendtemperaturen $t_E = 550^{\circ}$ und 600° aufgezeichnet. Vergleicht man Diagramm 20 mit Diagramm 8, in welchem für die gleiche Koksbeladung auch wieder t_K und t_L die erforderliche Regenerationsluftmenge für $t_E = 550^{\circ}$ und 600° aufgetragen ist, so ist wieder zu sehen, daß der Wasserdampfgehalt um so niedriger ist, je größer die Regenerationsluftmenge ist, da die Verdünnung dann am stärksten ist.

Es werden demnach im Jahresmittel etwa 2 Vol.-% Wasserdampf in Regenerationsabgas enthalten sein, wovon etwa 1 % bereits mit der Frischluft auf den Kontakt kommt, woraus ersichtlich ist, daß der Gehalt der Frischluft etwa so viel beträgt, wie der durch die Verbrennung gebildete Wasserdampfgehalt.

8.) Das Anfahren einer Großanlage.

Beim Anfahren der halbtechnischen Versuchsanlage mußte einige Male Stickstoff zur Verdünnung der Luft beim Regenerieren herangezogen werden, um ein Durchgehen der Temperaturen zu vermeiden. Vermutlich, weil mehr Koks als vorgesehen auf dem Kontakt abgelagert war oder eine aufschaukelung der Verbrennungsgeschwindigkeit eintrat. Da bei einer Großanlage Stickstoff in diesen Mengen nicht zur Verfügung steht, wird hier auf das Anfahren besonders eingegangen.

Ist die genaue Anlage halt, so muß die mit Kontaktfüllung auf Eracktemperatur beschriebene Anlage. Mit der Einspritzung kann erst begonnen werden, wenn in Erackraum der Kontakt eine Temperatur von 420° , gleichmäßige Temperaturverteilung vorausgesetzt, hat. Dazu ist es erforderlich, daß der Kontakt in Regenerationsraum gleich 420° hat. Da dies erreichen zu können, darf mit dem Kühl- bzw. Spülkreislauf hinter der Erack- und der Regenerationszone zunächst noch keine Wärme abgeführt werden, vielmehr mit der Schmelzung sofort zu beginnen ist. Mit der Wärmeabfuhr hinter der Erackzone wird zweckmäßig mit der Einspritzung begonnen.

Die Einspritzung kann anfangs sofort so hoch gehalten werden, daß die Kohlenablagerung $2,5-1,0$ Gew.-% auf dem Kontakt bezogen beträgt, da bei dieser Kohlenmenge der Kontakt, wenn er 420° vorbeschriebener Anfangstemperatur zur Regeneration kommt, nicht durchgehen kann (wie aus Diagramm 3 und 4 ersichtlich, denn hierbei nimmt der Kontakt bei seiner Erwärmung von t_x auf t_y die gesamte Verkrustungswärme auf), außerdem wird dadurch die Anfahrtzeit verkürzt. Die Kontaktkühlung hinter der Regenerationszone ist in dem Maße langsam anzufahren, wie der Kontakt heißer als mit 420° aus der Regenerationszone kommt.

Die während der Anheizung einer Großanlage zuzuführende Wärmemenge wird hier überschläglich ermittelt:

Eine 50 000 tate Anlage habe einen Kontaktinhalt (Gesamtfüllung) nach dem jetzigen Stand von etwa 200 m^3 ⁴⁾; dieser ist auf 420° aufzuheizen. Die erforderliche Wärmemenge beträgt rund 15 000 000 kcal. Wird die gesamte für Mauerwerk, Leitungen, Anstauschey und Abstrahlung erforderliche Wärmemenge ebenso groß angenommen, so sind während des Anfahrens bis zum Beginn des Einspritzens der Anlage etwa 30 000 000 kcal zuzuführen. Soll das Anfahren etwa drei Tage in Anspruch nehmen, so ergibt dies stündlich etwa 450 000 kcal.

Infolge der Wasserdampfempfindlichkeit des Kontaktes ist es nicht möglich, den einfachsten Weg zu beschreiben und beim Hochfahren die Rauchgase eines saßtslichen Gasbrenners direkt in die Regenerationsfrischluftleitung hineinzublasen. Andererseits ist ein Frischluftaufheizer, der nur während des Hochfahrens in Betrieb genommen wird, um dann abgeschaltet zu werden, auch nicht erforderlich.

Es genügt, wenn nur ein Brenner für etwa 550-600 000 kcal/h in die Regenerationsabluftleitung hineinbrennt. Die wasserdampfenthaltenden Rauchgase vermischen sich dann mit der anfangs noch kalt aus dem Regenerationsteil kommenden Luft. Die Rauchgase des Brenners sind dann jeweils nur so heiß zu fahren, daß sie, nachdem sie sich mit der aus dem Ofen kommenden Luft, die anfangs kalt,

4) nach Entwurf Mbb.

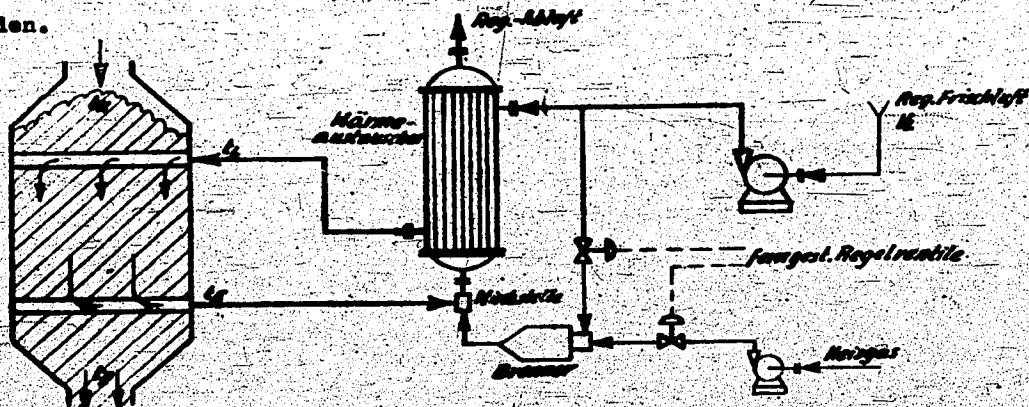
Jedoch später immer heißer wird bis sie zuletzt 430° hat, vernichtet haben, eine Mischungstemperatur von etwa 550° bis 600° haben, d.h. der Brenner ist gegen Ende des Kochfahrens immer weiter zurückzuführen, bis er, nachdem durch Koksverbrennung genügend Wärme frei wird, ganz abgeschaltet werden kann, so daß der Regenerationsbeginn ohne irgendwelche Temperatursprünge vor sich gehen kann, damit auch hierbei eine Kontaktgeföhrung durch eine plötzliche Aufschaukelung der Verbrennungsgeschwindigkeit ausgeschlossen ist. Die Einspritzung ist allmählich möglichst kontinuierlich, keinesfalls sprunghaft, so weit zu steigern, bis sie den normalen Wert erreicht. *) Eine sprunghafte Steigerung der Einspritzung kann wieder zur Aufschaukelung der Verbrennungsgeschwindigkeit, also zum Durchgehen der Temperatur im Regenerationsraum führen.

Der Einbau des Brenners ist einfach dadurch, daß die erforderliche Verbrennungsluft direkt vom Frischluftgebläse abgezweigt wird. Diese Luft hat den erforderlichen Druck von etwa 0,2-0,3 atü, so daß durch Drosselung

- 1.) eine gute Regelung vor dem Brenner erreicht wird und
- 2.) eine gute Durchmischung der ziemlich heißen Brennerrauchgase mit der Regenerationsabluft leicht erreicht werden kann.

Das Regenerationsluftgebläse ist deshalb nicht größer ausulegen. Ein weiterer Vorteil des Brenners ist noch folgender:

Wurde die Einspritzung infolge Störung kurzzeitig unterbrochen, so besteht die Möglichkeit, daß die Anlage dadurch, daß der Kontakt vorübergehend mit sehr wenig oder ohne Koks in den Regenerationsraum kommt, die Temperatur rasch so weit sinkt, daß der später wieder mit normaler Koks menge beladene Kontakt sich infolge zu tiefer Temperatur der Frischluft, die dann in den Wärmeaustauschern infolge Wegfall der erforderlichen Temperaturdifferenz nicht sehr genügend aufgeheizt wird, nicht entzündet. Wird jetzt vorübergehend der Brenner in Betrieb genommen, so kann ein teilweises Kaltblasen verhütet und die Frischluft auf die erforderliche Temperatur im Wärmeaustauscher aufgeheizt werden.



*) Hierfür soll eine genau arbeitende besondere Regeleinrichtung vorgesehen werden.

Der Brenner ist nicht groß, er hat bei den gemachten Angaben nur die halbe Wärmemenge des Regenerationsverfahrens der 1. Versuchsanlage (Nr. 56) nach dem Feststoffverfahren zu leisten. Eine Heizfläche im Brenner ist nicht erforderlich, da diese in die vorhandene Wärmestauschungsfläche für die Aufheizung der Erischluft an der Abluft verlegt wird. Die Kesseloberfläche beträgt je nach dem Gas 1-2 m².

9.) Kurzer Vergleich mit dem Feststoffverfahren in Bezug auf Wärmestauschungsflächen für die Regenerationsluft.

Es wird berechnet bei gleichen Bedingungen für beide Verfahren die Größe und der Preis der Wärmestauschungsflächen für die Regenerationsluft.

Gemeinsame Bedingungen: Einspritzung 0,9 m³ Sintererlöser Mittelöl/m³ Kont. und Std. Bei einer Kesselperiodenlänge von 20 Min., d.h. Greifischen Kontaktwechsel beim Schmelzverfahren/h. Dies ergibt eine Kohlenablagung von 2,2 Gew.% auf dem Kontakt bezogen. Diese Bedingungen wurden außerdem bei der Projektierung einer Großanlage zugrunde gelegt.

1. Schlupfverfahren:

Regenerationsbedingungen: $t_K = 200$,

$t_L = 450$,

$t_H = 575^\circ$

$$V_L = \frac{c_{\text{Kont}} \left[K_0 \cdot H/100 - c_{\text{Kont}} (t_H - t_K) \right]}{c_L \cdot (t_H - t_L)} \quad (\text{s. Seite 15})$$

$$= \frac{720 \left[2,2 \cdot 80 - 0,25 (575 - 200) \right]}{0,32 (575 - 450)} = 1485 \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{ Kont.}$$

Diese Fahrweise setzt voraus, daß bei einer angemessenen Erwärmung des Kontaktes und der Luft auf 455° 27,8% der gesamten Verbrennungswärme freigeswerden sein müssen, denn es ist:

$$Q_{\text{Kont}} = 720 \cdot 0,25 (455 - 200) = 42\,400 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

$$Q_L = 1485 \cdot 0,32 (450 - 435) = 7\,100 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

Die Wärmetönung der bis zu 435° verbrennlichen Ablagerungen muß betragen:

$$Q_{\text{Kont}} - Q_L = 42\,400 - 7\,100 = 35\,300 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

Prozentualer Anteil der Wärmetönung des leichtverbrennlichen Kokes an der Gesamtwärmetönung:

$$Q_{\text{Koks}} = Q_{\text{Kont}} \cdot K_0 \cdot H/100 = 720 \cdot 2,2 \cdot 8000/100 = 127\,000 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

$$\text{Leichtverbrennlicher Anteil: } 35300 \cdot 100 / 127000 = 27,8\%$$

Der Anteil der Wasserstoffverbrennungswärme beträgt bei Berücksichtigung der CO-Verbrennung (s. Seite 11) 25,2%. Man ersieht, daß der H₂-Anteil der Ablagerungen, der mit großer Wahrscheinlichkeit zuerst verbrennt, allein schon fast so viel Wärme abgibt, die erforderlich ist, um mit dem Kontakt die 435°-Grenze zu erreichen. Diese Temperatur ist nötig nach Feststellungen in einer kleinen Apparatur, um auch den schwerverbrennlichen Koks zu verbrennen.

Die Austauschfläche ist:

$$F_A = \frac{V_L \cdot \rho_L \cdot t_L}{K \cdot (t_K - t_L)} \quad (\text{s. Seite 16})$$

$$= \frac{1485 \cdot 0,72 \cdot 450}{15 \cdot (575 - 450)} = 114 \text{ m}^2/\text{m}^3 \text{ Kont. und Std.}$$

Die Kühlflächen für die abkühlung der gesamten Wärme, die der Kontakt aufnimmt, sind unbedeutend, zwischen Regenerations- und Krackzone ist abzuführen:

$$Q_{\text{Kont.I}} = Q_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} \cdot (t_K - t_{Kr.}) \quad t_{Kr.} = \text{Kracktemperatur}$$

Unterhalb der Krackzone ist abzuführen:

$$Q_{\text{Kont.II}} = Q_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} \cdot (t_{Kr.} - t_K)$$

Wird hier ausnahmsweise angenommen, daß in beiden Fällen das Kühl- bzw. Spülgas mit 100° in den Ofen eintritt und ihn mit 420° verläßt (diese Annahme ist bei der vergleichenden Rechnung berechtigt, obwohl in der unteren Spülzone das Spülgas, zwecks Kondensation der ausgespülten Dämpfe tiefer gekühlt werden muß - die entsprechende, jedoch infolge stoßweiser Spülung beim Festbettverfahren erheblich größere Kühlfläche wird bei der Festbettvergleichsrechnung überhaupt nicht berücksichtigt), so ergibt sich bei einer Erwärmung des Kühlwassers von 25 auf 40° C die mittlere Temperaturdifferenz des Kühlers zu:

$$\Delta t_{\text{Kühl}} = (380 - 75) / \ln \frac{380}{75} = 188^\circ \quad \frac{420 \rightarrow 100}{40 \leftarrow 25}$$

Bei Berechnung der abzuführenden Wärmemenge ist ansich noch zu berücksichtigen, daß der Crackprozeß eine negative Wärmetönung hat. Sie ist nicht genau bekannt und wird hier mit 25 kcal/kg Einspritzprodukt angenommen. auf 1 m³ Kont. werden 0,9/3 = 0,3 m³ Öl = 258 kg Öl eingespritzt. Dies gibt auf den Kontakt umgerechnet 258 · 25 = 6450 kcal/m³ Kont. wird das Öl zwecks schonender Aufheizung mit 420° eingespritzt und dafür die gesamte Reaktionswärme nur aus der Kontaktwärme gedeckt, so müßte der Kontakt sich um die Temperaturdifferenz Δt_k abkühlen; Δt_k = 6450/720 = 0,25° = 36° Q. Diese Wärmemenge soll jedoch hier nicht mit abgesetzt werden.

Die Kühlerfläche für beide Kühlzonen ergibt sich dann zu:

$$F_{\text{Kühl}} = \frac{Q_{\text{Kont.I}} + Q_{\text{Kont.II}}}{K \cdot \Delta t_{\text{Kühl}}}$$

$$Q_{\text{Kont.I}} + Q_{\text{Kont.II}} = Q_{\text{Kont}} \cdot c_{\text{Kont}} \cdot (t_K - t_K) = 720 \cdot 0,25 \cdot (575 - 200) = 67500 \text{ kcal/m}^3 \text{ Kont.}$$

$$F_{\text{Kühl}} = 67500 / 25 \cdot 188 = 14,4 \text{ m}^2/\text{m}^3 \text{ Kont. und Std.}$$

$$K = 25 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{Std. und } ^\circ\text{C für Luft/Wasser.}$$

Die Austauschfläche für 1 m³ Kont. beim Schleusverfahren wird dann

$$F_A \text{ Schl.} = F_A + F_{\text{Kühl}} = 114 + 14,4 = 128,4 \text{ m}^2/\text{m}^3 \text{ Kont. und Std.}$$

II. Festbettverfahren

Beim Festbettverfahren ist die gesamte Verbrennungswärme mit dem Wälgas bzw. der Luft abzuführen. Es konnte aus Versuchen ermittelt werden, daß die mittlere Temperaturdifferenz zwischen dem ein- und austretenden Regenerationsgasen, über den Verlauf der gesamten Regeneration berechnet (einschl. Einfahren des Kontaktbettes auf Cracktemperatur), nur etwa $\Delta t_m = 60^\circ\text{C}$ beträgt.

So wird der Einfachheit halber angenommen, daß mit Luft im geraden Durchgang regeneriert wird, obwohl dies leicht zu zu hohen Temperaturspitzen im Kontakt führt. Bei Regeneration im Kreislauf werden außerdem die Verhältnisse für den Festbettofen noch ungünstiger, da dann das gesamte Wälgas auf etwa $30-35^\circ$ abgekühlt werden muß, zwecks Wasserabscheidung und außerdem ein Spitzenvorheizer für das Wälgas und für jeden Ofen ein getrennter Kreislauf mit Schlüsse infolge der seitlich verschiedenen Sauerstoffgehalte im Wälgas erforderlich ist.

Der Luftbedarf beträgt demnach:

$$V_L = Q_{\text{Koks}} / c_L \cdot \Delta t_m = 127\ 000 / 0,32 \cdot 60 = 6600 \text{ m}^3/\text{m}^3 \text{Kont.}$$

Weiterhin wird für den Festbettofen die vereinfachende Annahme gemacht, daß sich die Regenerationsabluft mehrerer gleichzeitig in Regeneration befindlicher Öfen gerade so mischt, daß die Mischtemperatur auch jeweils um $t_m = 60^\circ$ höher ist. Man erhält dann für die Wärmeaustauscher ebenfalls als mittlere Temperaturdifferenz, da auf beiden Seiten der Austauscherflächen die gleiche Luftmenge ist:

$$\Delta t_A = \Delta t_m = 60^\circ$$

In Wirklichkeit ist dies nicht der Fall, sondern ungünstiger, d.h. $\Delta t_A < 60^\circ$. Im Mittel ist die Regenerationsluft hier auf $t_{\text{Kr.}} = 420^\circ$ aufzuheizen. Die auszu-tauschende Wärmemenge ist:

$$Q_A = V_L \cdot c_L \cdot \Delta t = 6600 \cdot 0,32 \cdot (420-0) = 890\ 000 \text{ kcal}/\text{m}^3 \text{Kont.}$$

Die Austauschfläche ist:

$$F_A = Q_A / k \cdot \Delta t_A = 890\ 000 / 15 \cdot 60 = 990 \text{ m}^2/\text{m}^3 \text{Kont. und Std.}$$

Für eine 100 000 tato Einsatzanlage sind erforderlich:

$$100\ 000 \text{ tato} = 116\ 000 \text{ m}^3/\text{Jahr} = 14,5 \text{ m}^3/\text{h} \text{ Einspritzung.}$$

Dafür zu erstellender Krackraum: $14,5/0,9 = 16 \text{ m}^3$. Da bei 20 Min. Periodenlänge jeweils die dreifache Kontaktmenge des Crackraumes zu regenerieren ist, erhält man für beide Anlagen $3 \times 16 = 48 \text{ m}^3 \text{Kont./h}$ (in Regeneration befindlich).

Vergleich: I. Schleusofen: $F_A \text{ Schl.} = 128,4 \cdot 48 = 6150 \text{ m}^2$

1 m² Austauschfläche soll RM 40.-- kosten.

Gesamtpreis: $6150 \cdot 40 = \text{RM } 250\ 000.--$

II. Festbettofen: $F_A \text{ Fest} = 48 \cdot 990 = 47\ 500 \text{ m}^2$

Gesamtpreis: $47500 \cdot 40 = \text{RM } 1\ 900\ 000.--$

Die Ersparnis beim Schleusofen (nur in Bezug auf die Wärmeaustauscher berechnet) beträgt somit: RM 1 650 000.--

IV. Schlusssatzungen:

Es wird die Entwicklung der Regenerationsweise an ersten Versuchsschleusen für katalytisches Erweichen in ihren einzelnen Phasen beschrieben und auf die Betriebsbeschreibungen eingegangen. Ferner werden für die günstigste Regenerationsweise, die Regeneration mit Luft in geradem Durchgang, die Wärmeberechnungen zunächst für veränderliche Kohlenlagerungen und dann für den einer Großanlage zugrundeliegenden Fall mit einer bestimmten Kohlenmenge pro Kontakt angegeben.

Die Kohlenmenge wird nicht, wie sonst üblich, auf das Niaspritzprodukt bezogen, sondern durchweg auf das Kontaktgewicht.

Die erforderliche Regenerationsluftmenge sowie die dafür erforderliche Austauschfläche wird immer auf 1 m³ zu regenerierendem Kontakt bezogen.

Da die vielen Abhängigkeiten anschaulich möglichst zugleich darstellen zu können, wird oft die dreidimensionale Darstellung gewählt. Es soll so erleichtert werden, in der zu erstellenden technischen 650 ttr.-Ersatzversuchsanlage aus der Vielzahl der Abhängigkeiten den optimalen Betriebszustand, der an der vorhandenen halbertechnischen Anlage nicht ermittelt werden kann, anzufinden, um bei der Erstellung einer Großanlage mit dem Minimum an Bauvolumen, Eisenkontingent und Energie auszukommen.

Weiterhin wird der Wasserdampfgehalt im Regenerationagas und seine Abhängigkeit von den einzelnen Faktoren angegeben. Schließlich wird noch in einer einfachen Übersichtsrechnung die grundsätzliche Überlegenheit einer kontinuierlichen Kontaktwiederbelebung mit Luft, die im Gleichstrom mit dem Kontakt gefahren wird und beim Beginn der Wiederbelebung etwa 200° heißer als der Kontakt ist, nach dem jetzigen Stand der Erkenntnisse beim Vergleich mit einer gleichen Anlage, jedoch mit festangeordneten Kontakt, gezeigt.

CH

Abb. 7.

13 m

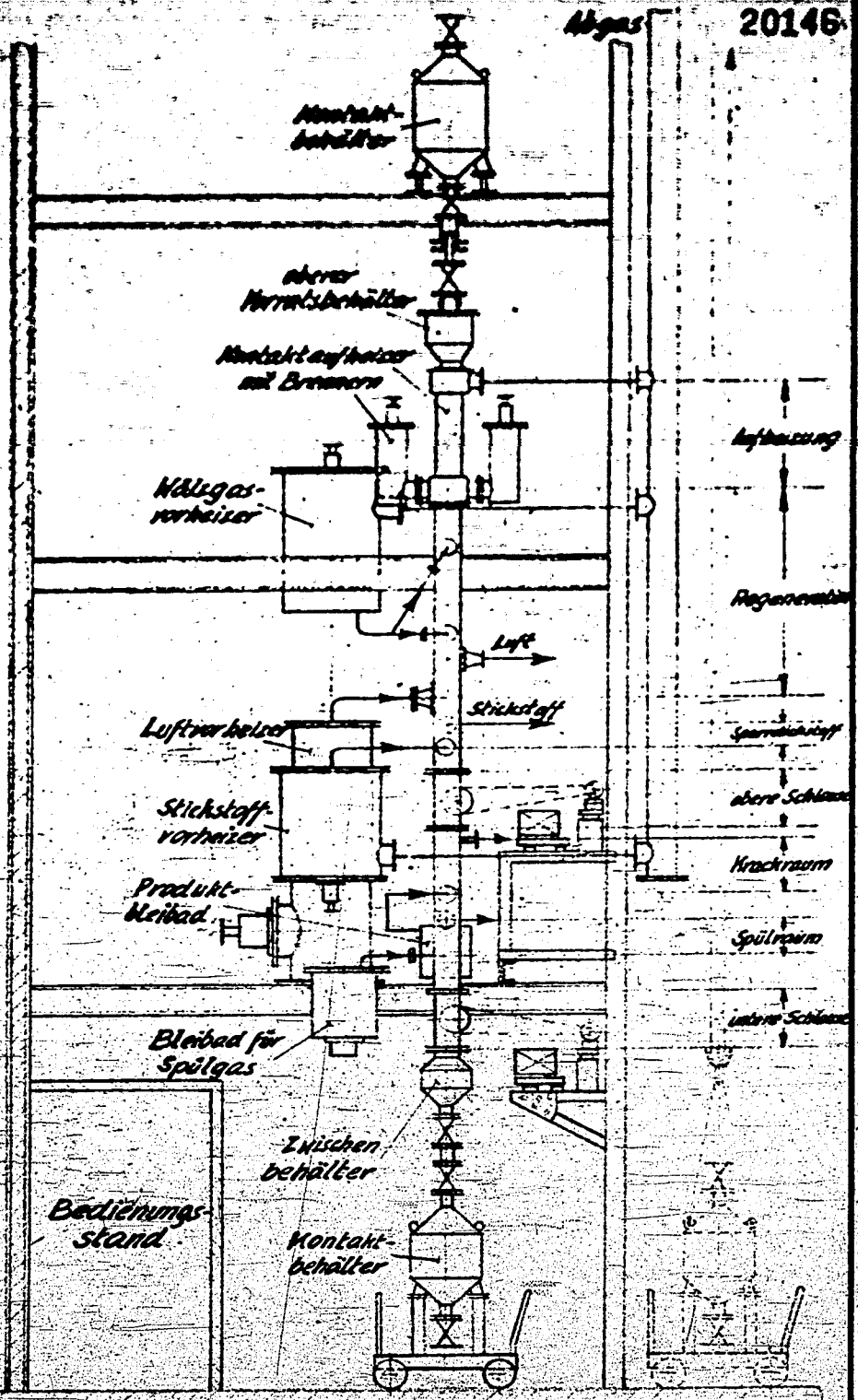
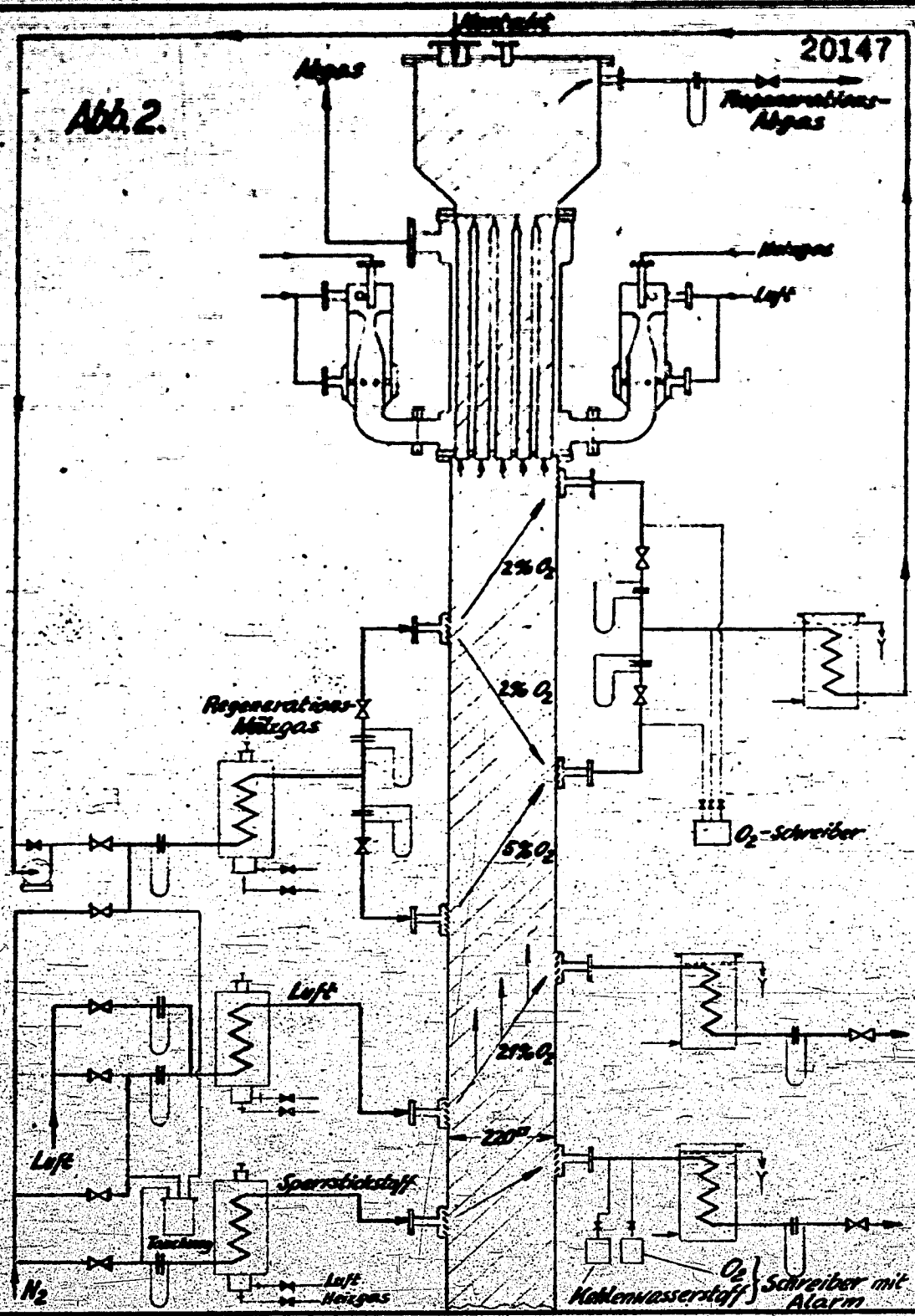


Abb. 2.

20147

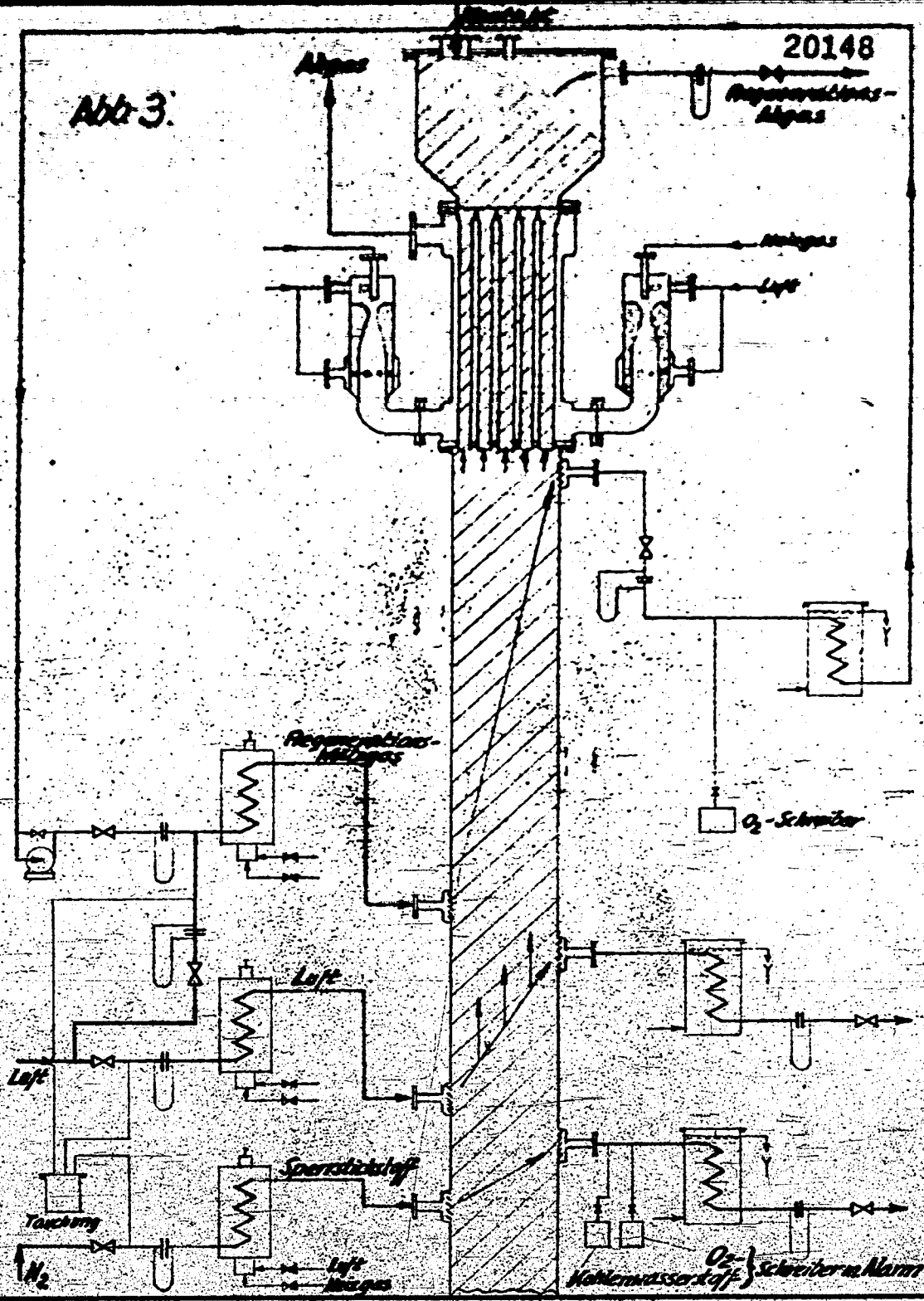


Ammoniakwerk Merseburg G.m.b.H.

Kontinuierliche Regeneration im Kreislauf mit Teilströmen u. Sauerstoffabstufung.

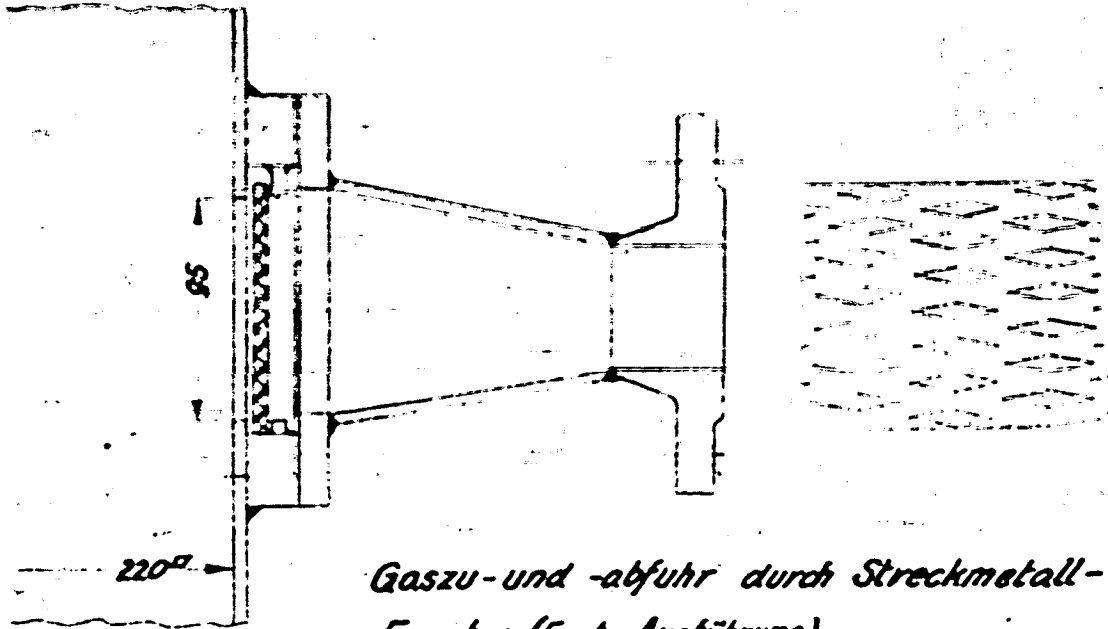
Abb. 3.

20148

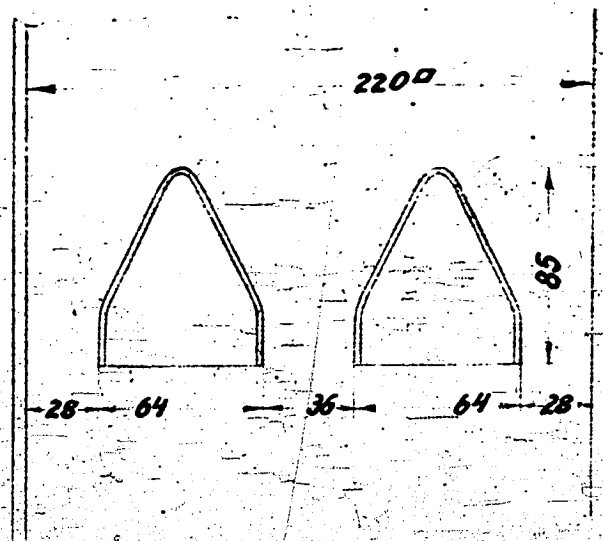


Ammoniakwerk Merseburg G. m. b. H.

Kreislaufregeneration
mit Inertgas + Luft.



Gaszu- und -abfuhr durch Streckmetall-Fenster (Erste Ausführung)



Gaszu- und -abfuhr durch tunnelartige Kanäle. (Neue Ausführung)

Abb. 5.

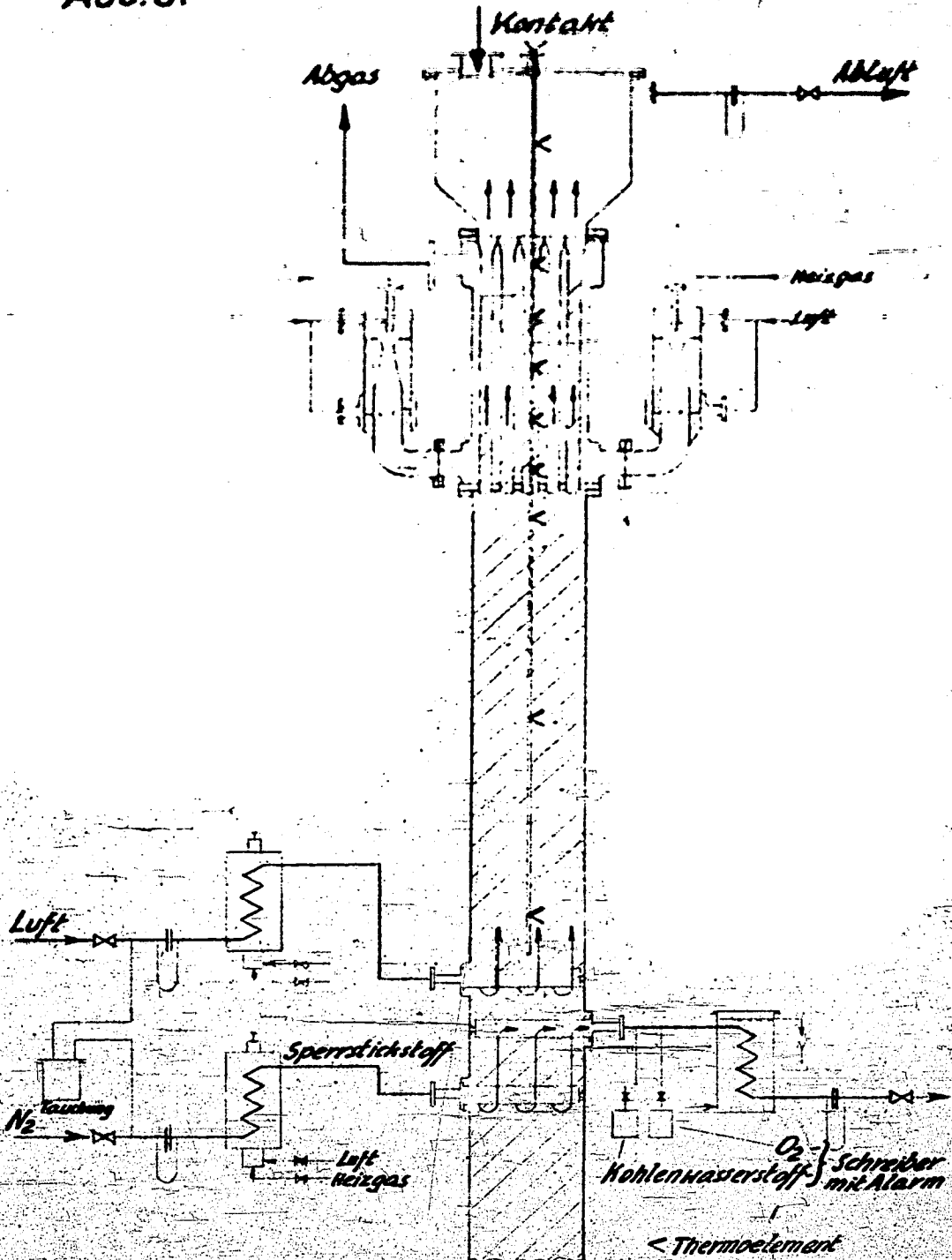
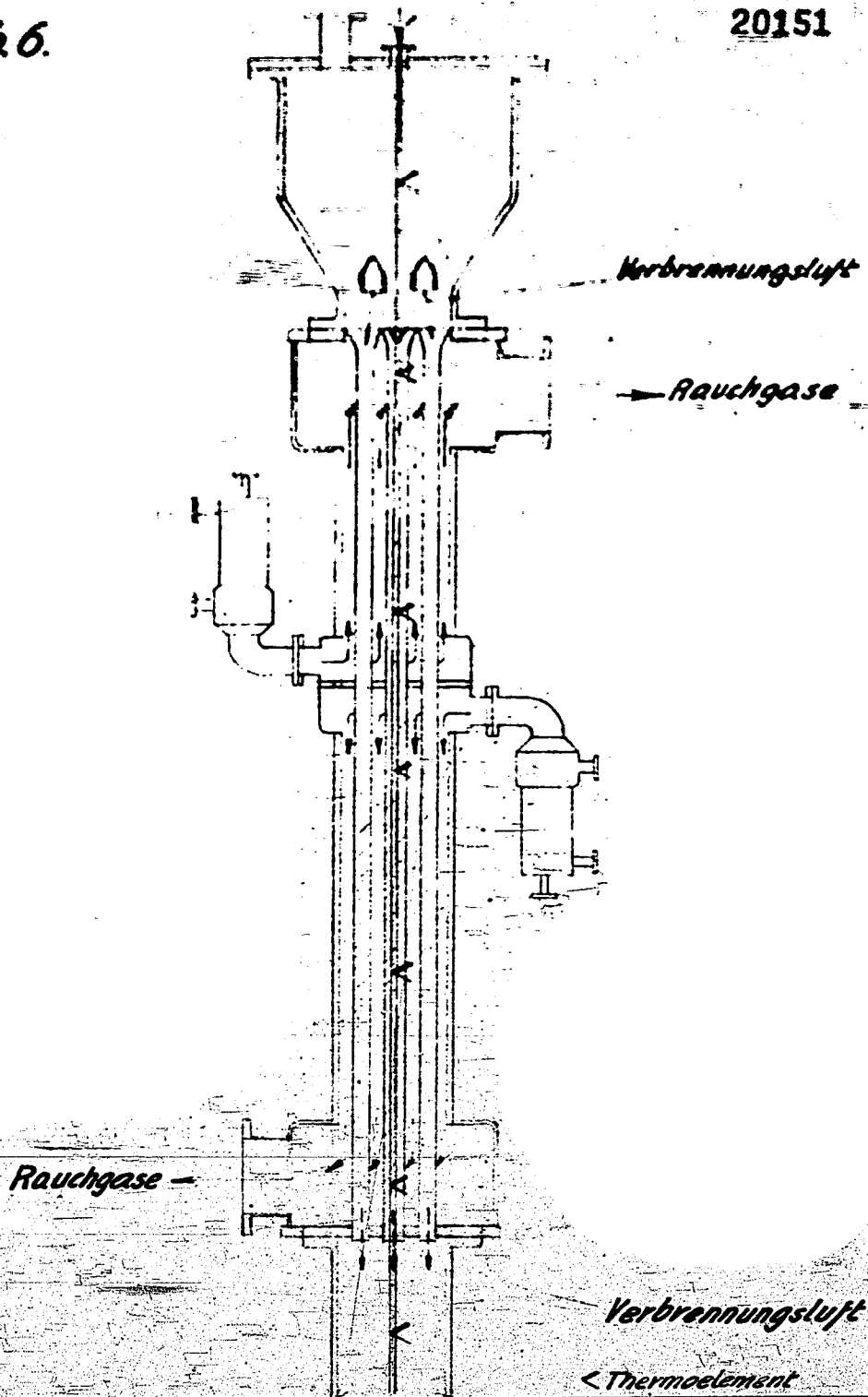


Abb. 6.

20151



Ammoniakwerk Merseburg G.m.b.H.

Umbau des Röhrenaggregates.

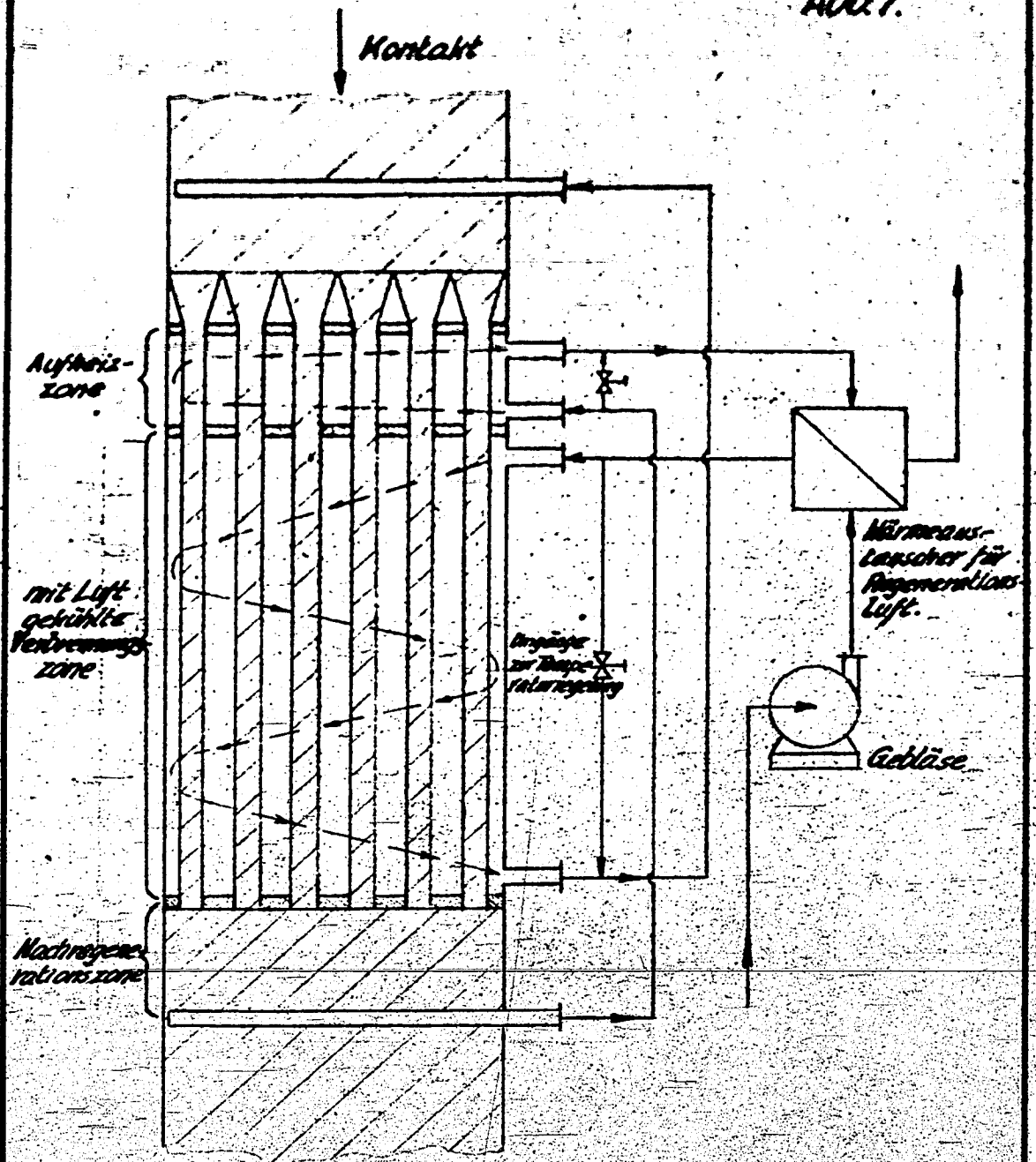


Abb. 8.

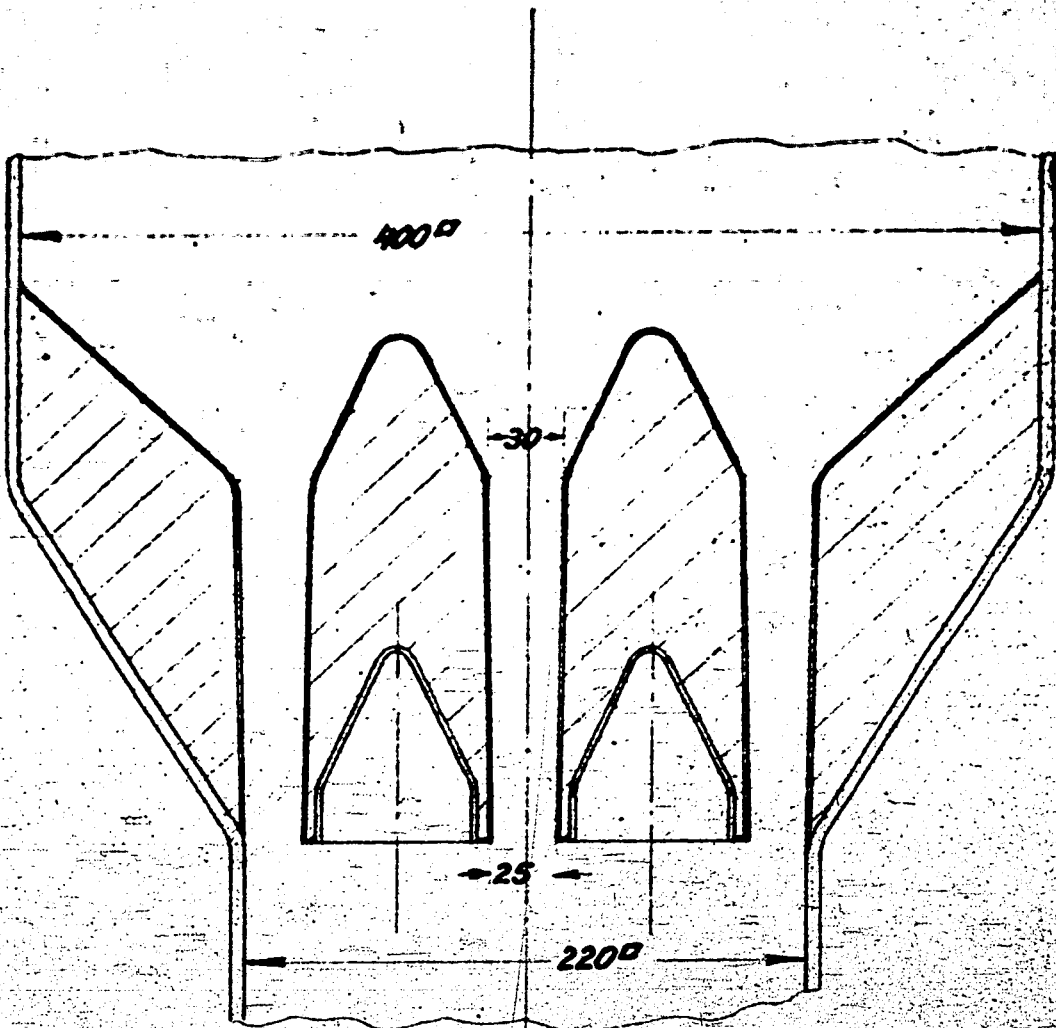


Abb. 9.

Kontakt aus Transportbehälter

20154

Eintrittskanüle für die
Regenerationsluft

Austritt der
Rauchgase

Eintritt
der
Rauch-
gase

Nähe für Kontakt-
probenentnahme

Austrittskanüle für die
Regenerationsluft

← Thermoelement

Ammoniakwerk Merseburg G.m.b.H.

Regeneration mit Luft, ohne Kühlrohre
mit Schutzheizung u. Kontaktprobenentnahme

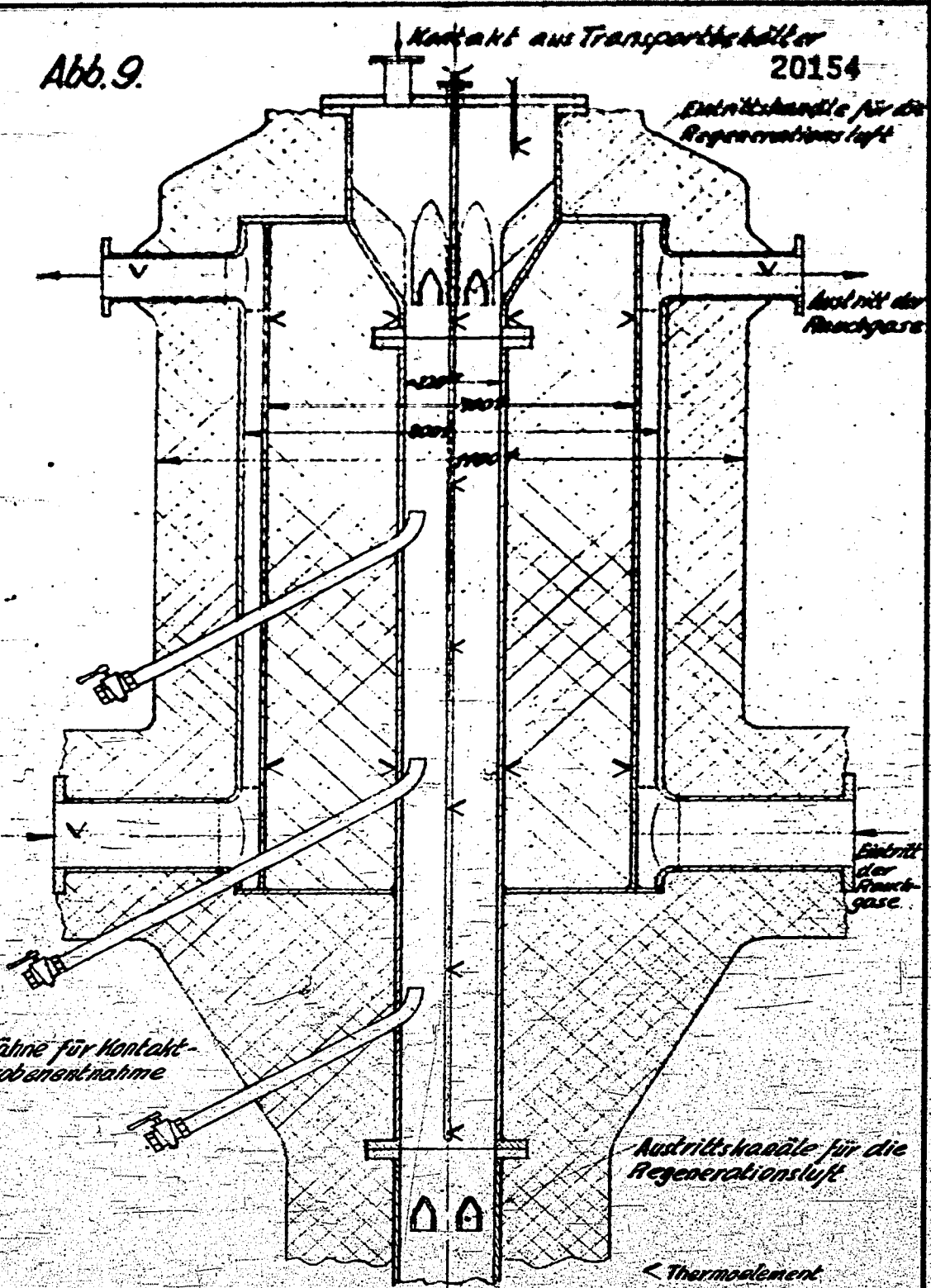
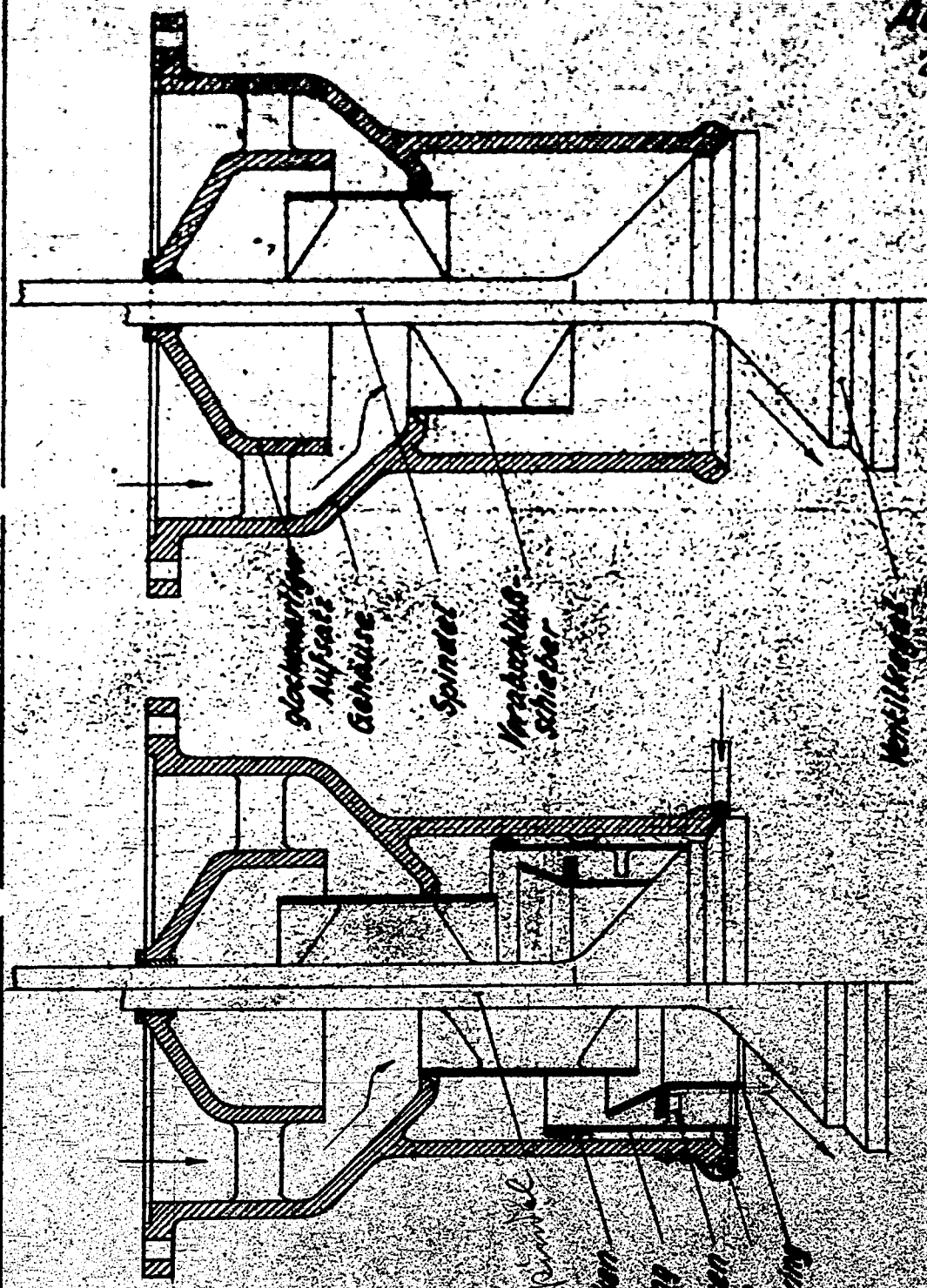


Abb. 10
20155



glasmanig
Aufsatz

Gehäuse

Spindel

Verhinderungs-
schieber

ventilring

Schüttgutventil

ventilring

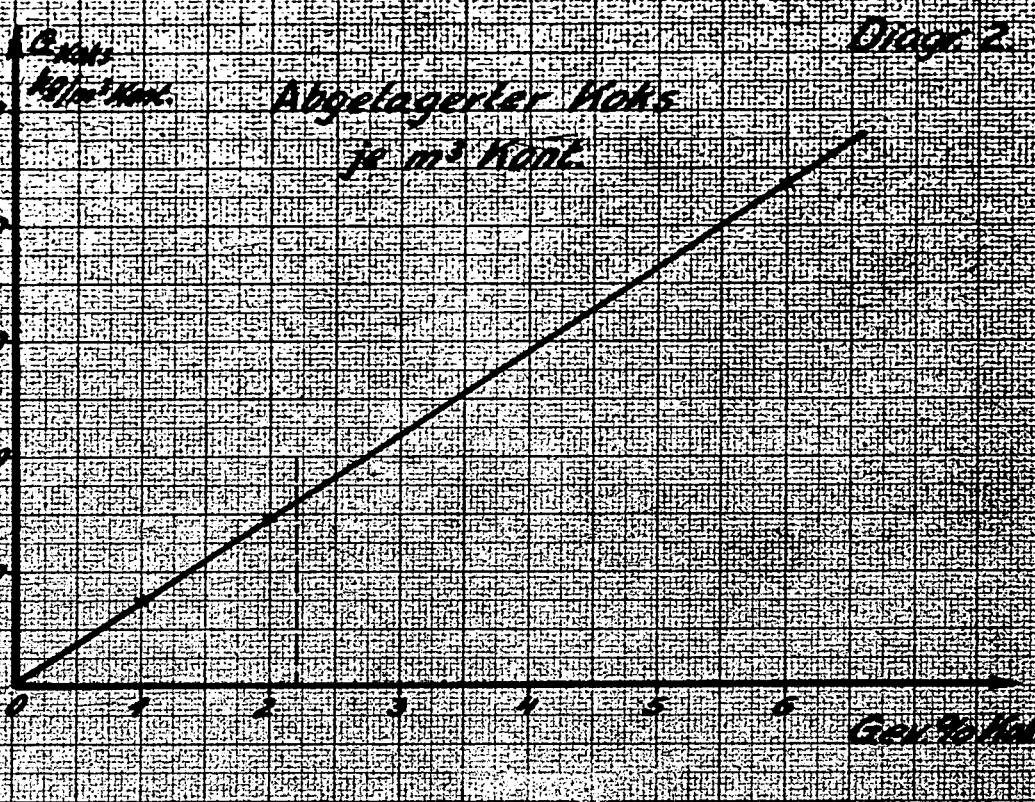
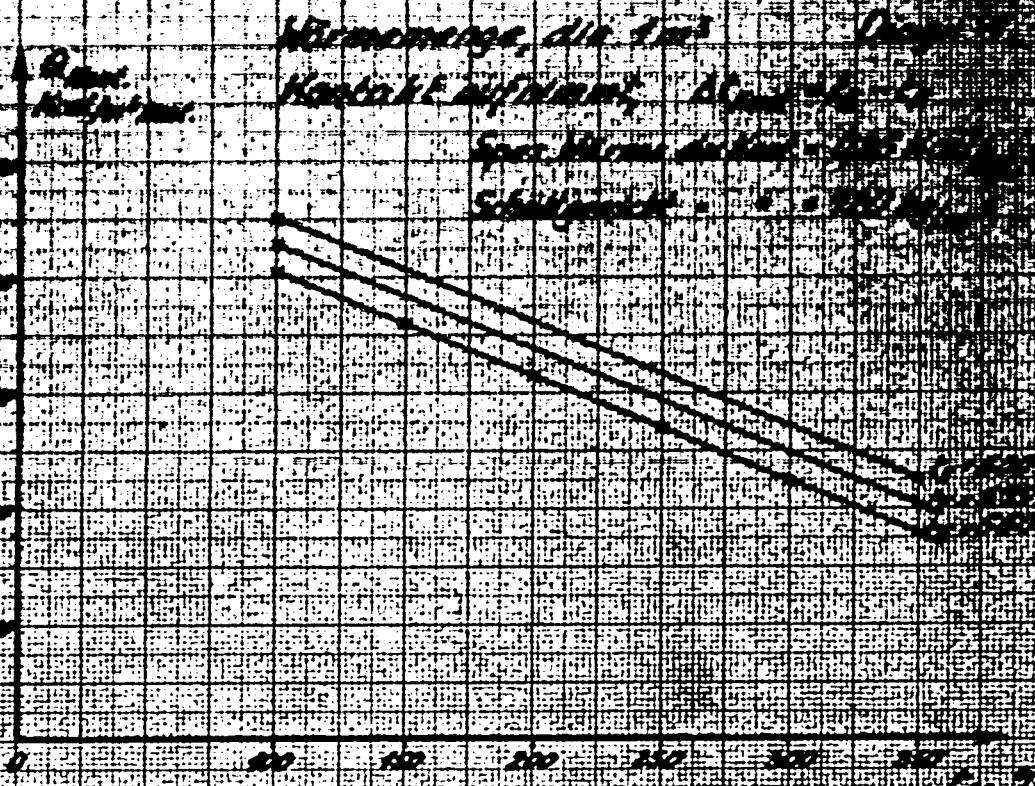
äußere Nocken

o. Füllring

innere Nocken

Blendenring

innere Füllring

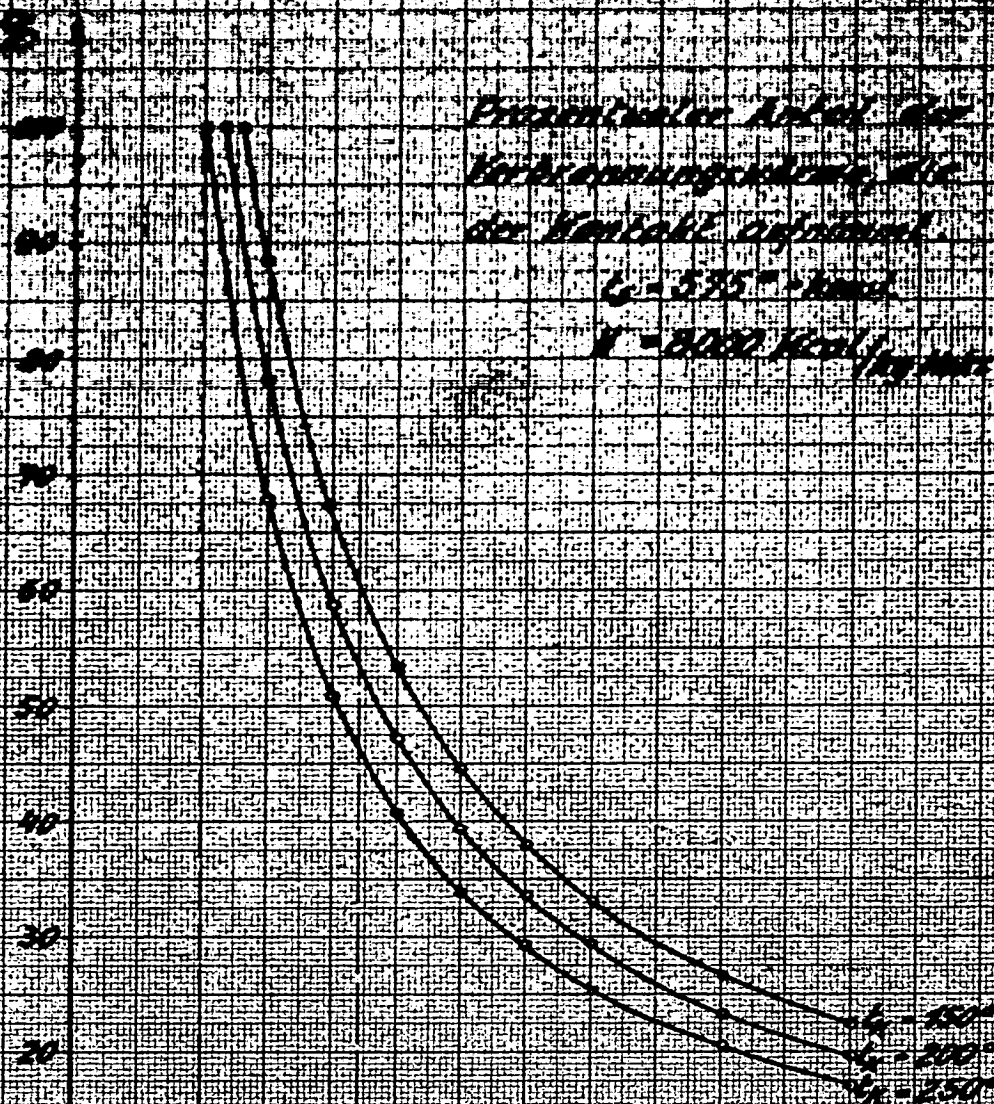


Gerätezahl

0,259 kcal

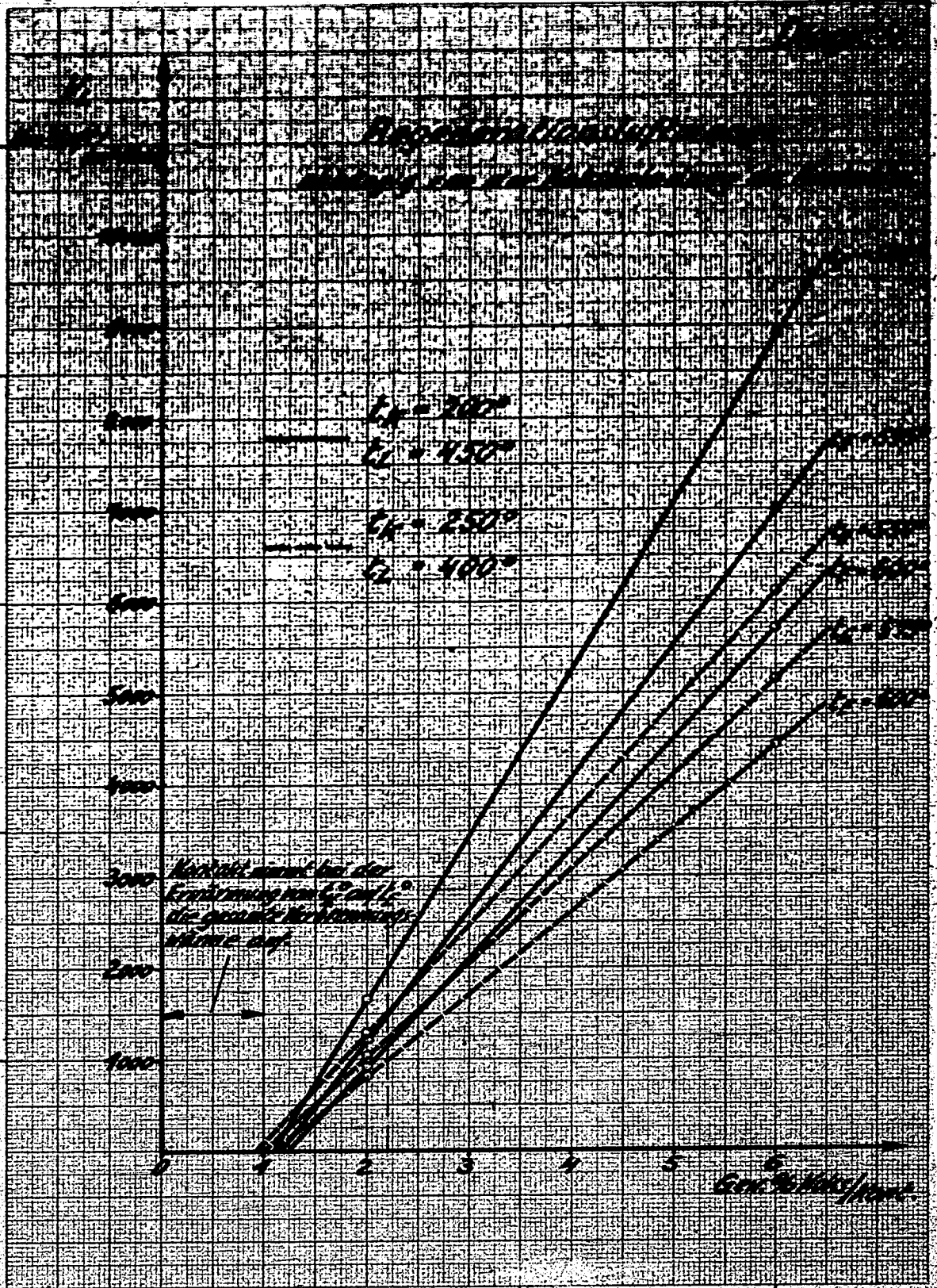
D. 10/14

Prozentualer Anteil der
 Verklemmungslänge der
 der Mantel abnimmt
 $C_0 = 235 \text{ mm}$
 $N = 2000 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$



Mantelanteil der der
 Erweichung $100 \cdot \frac{C_0}{C_0}$
 der gesamte Mantel erweichung
 abnimmt

Gen. P. Holz
 10/14



Diag 5

Diag 6

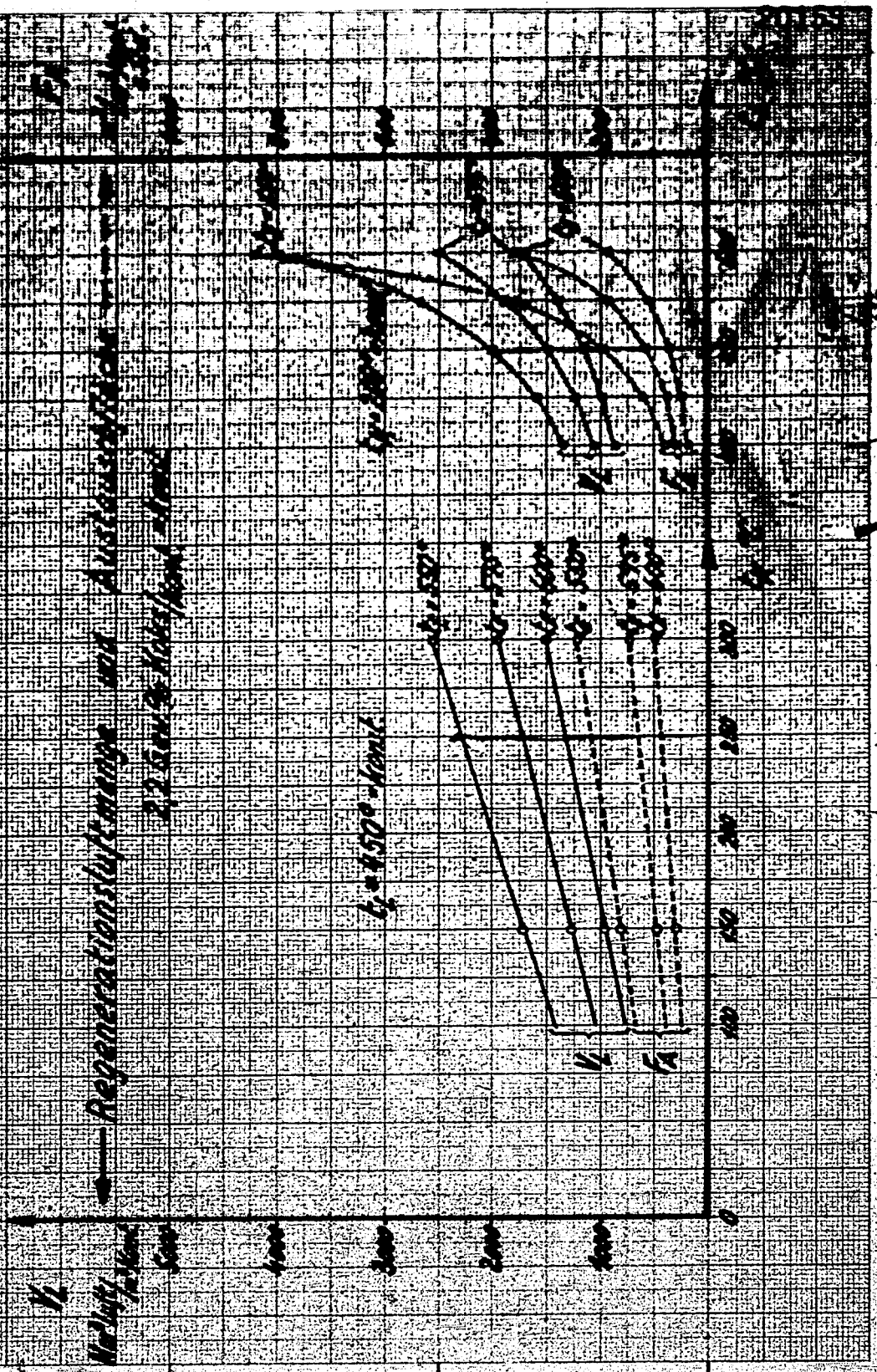
1/2
Velocity

Regenerationsluftmenge mit Austenit-Verfahren
22.5 m³ bei 1000 mm Hg

h = 1500 - 1600

h = 1500
h = 1550
h = 1600
h = 1650
h = 1700

V
FA



1/10/50

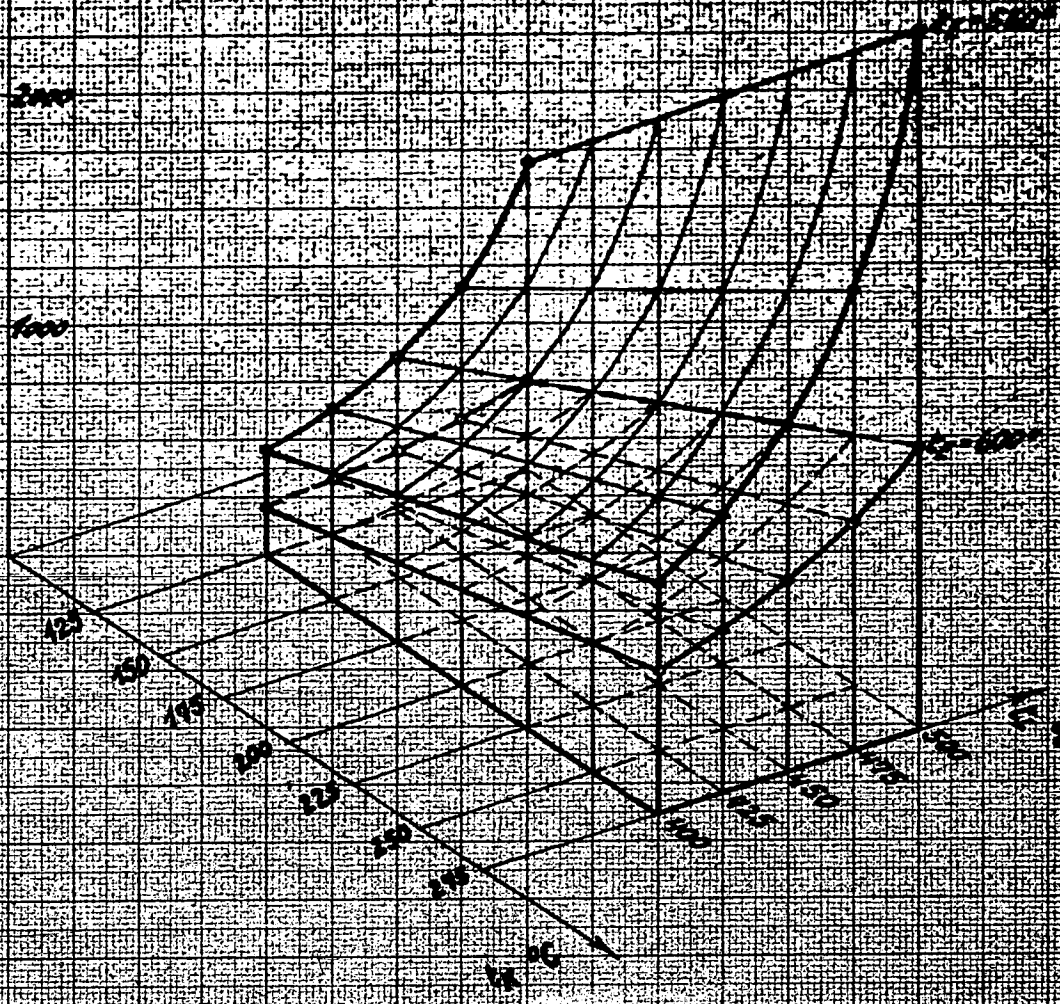
1950-1951

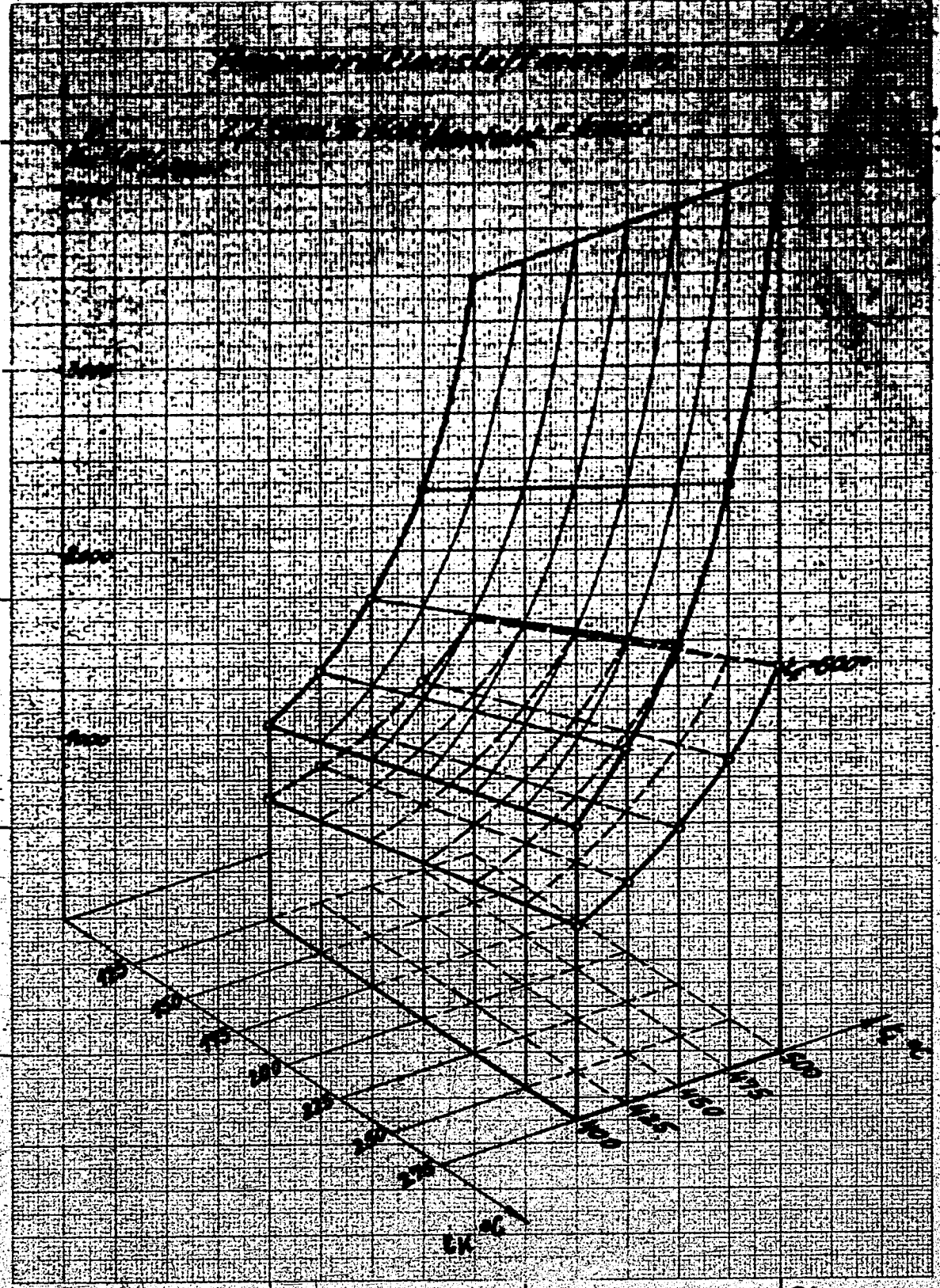
1950-1951

1000

2000

3000

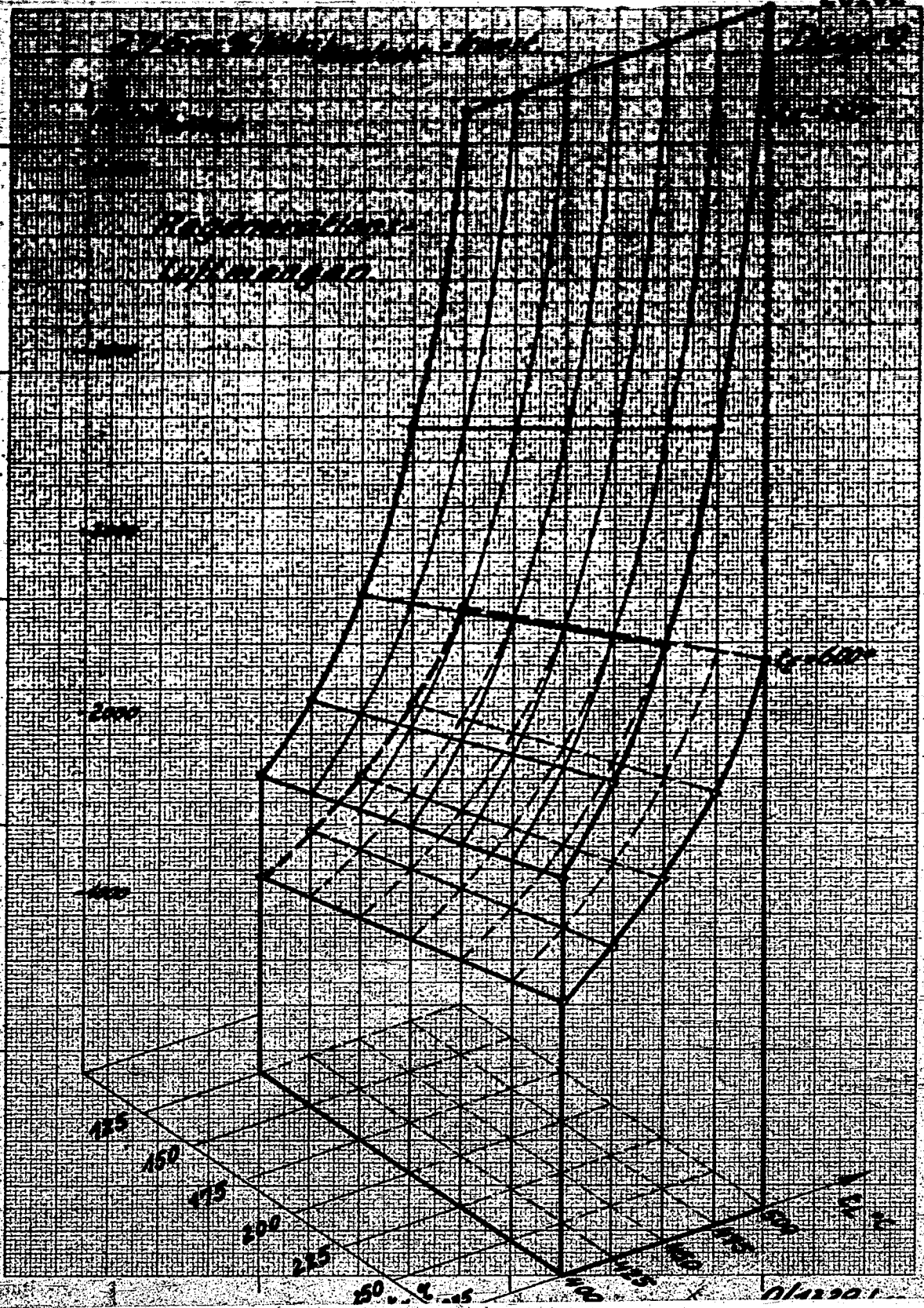




20162

20162

20162



[Handwritten scribbles]

[Handwritten scribbles]
[Handwritten scribbles]

[Handwritten scribbles]
[Handwritten scribbles]

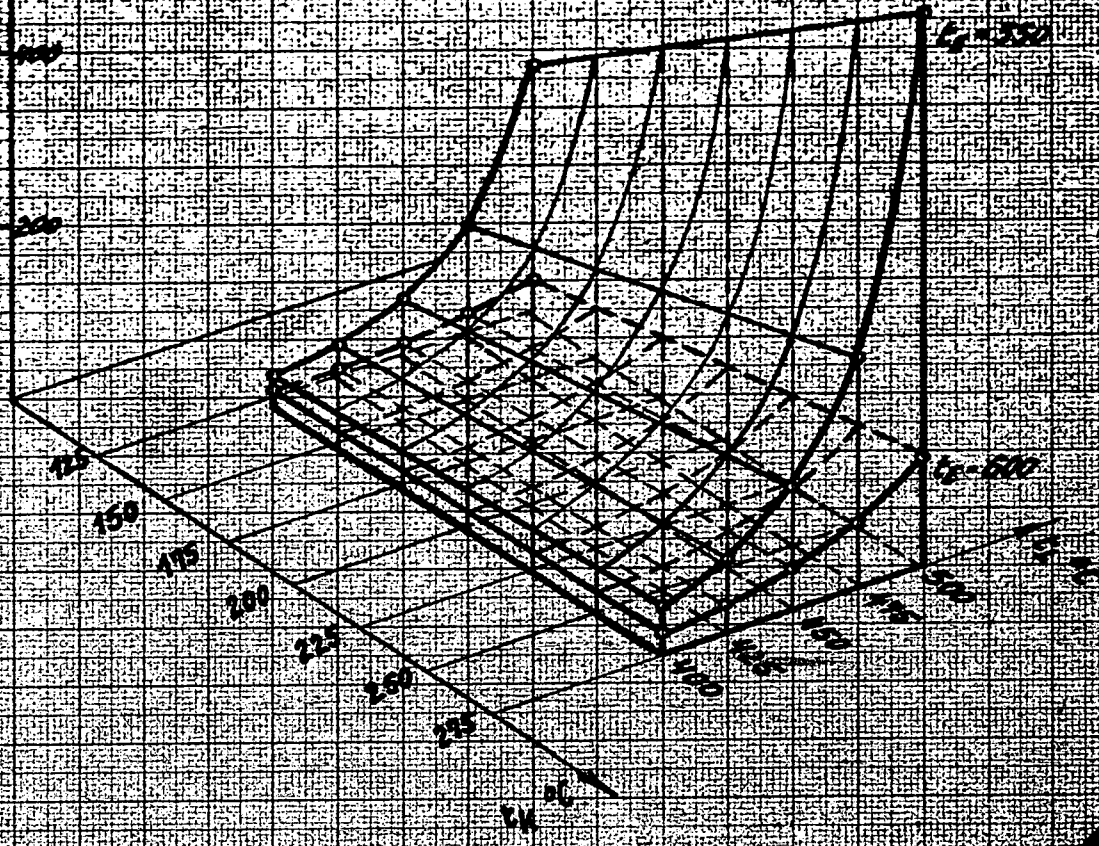
140

140

140

$L_1 = 350$

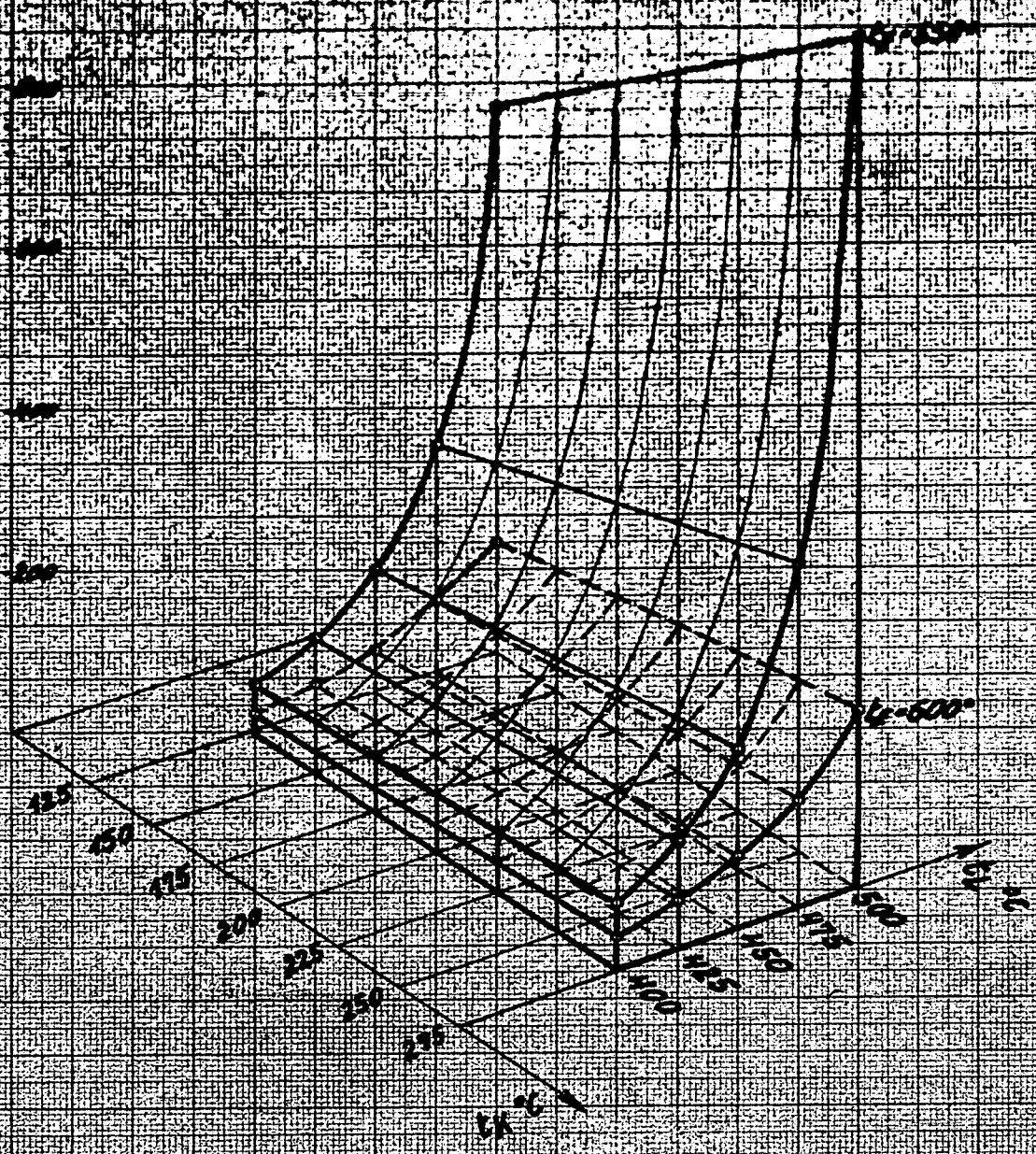
$L_2 = 500$



01020

2019
01/329

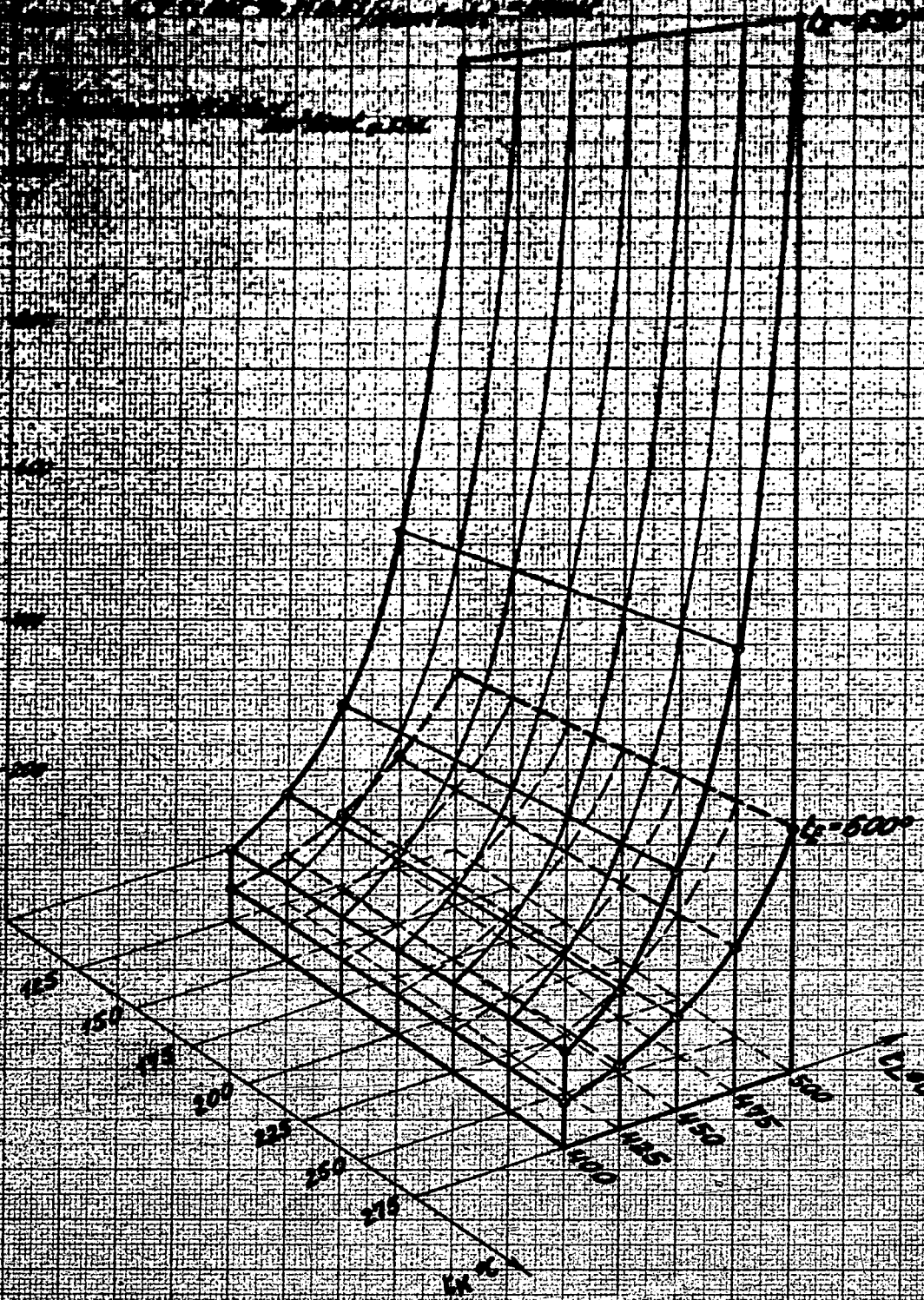
[Faint, illegible handwritten text]



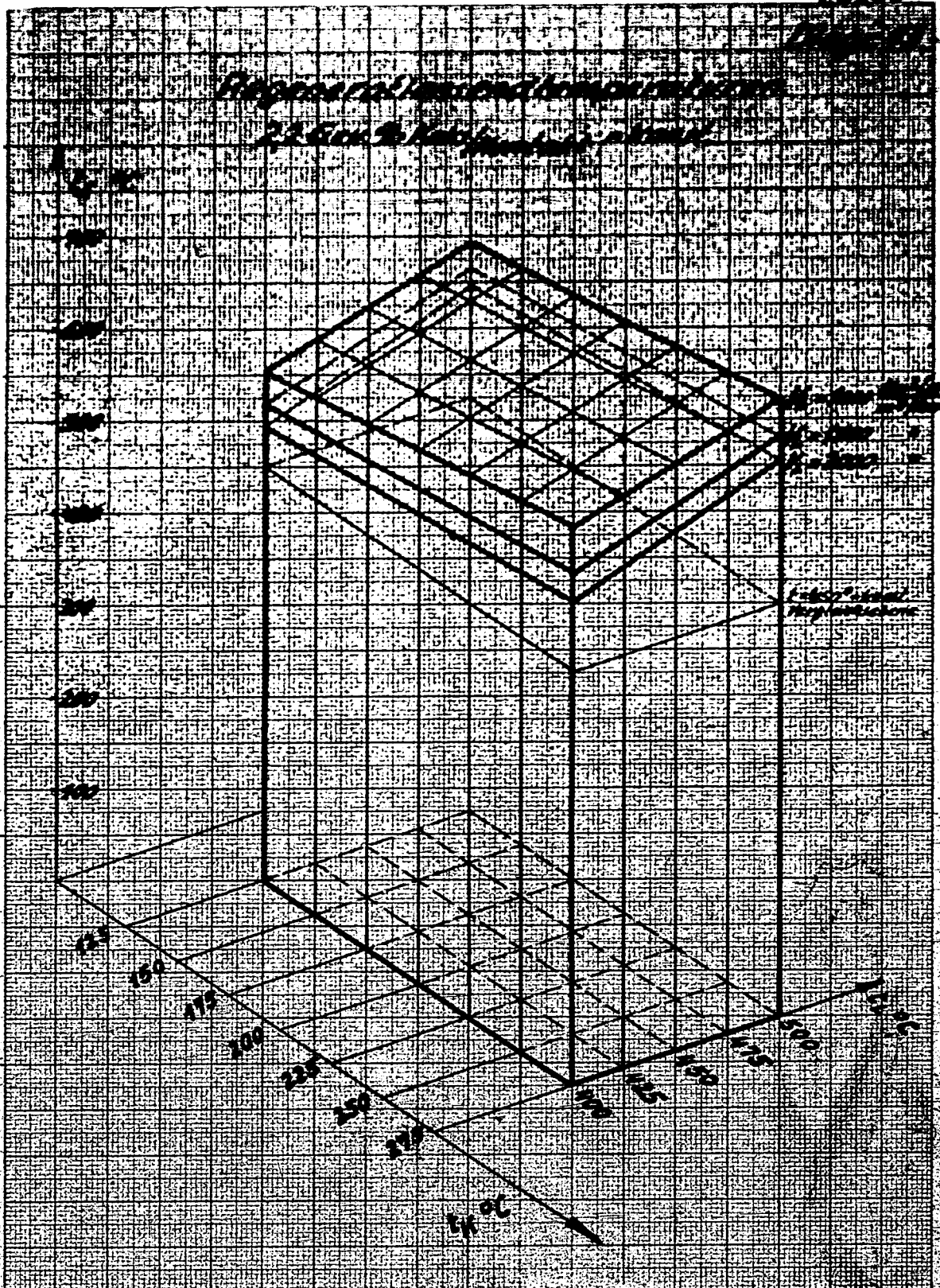
0/1329/121

Handwritten title or label at the top of the page.

Handwritten text on the right side of the page.

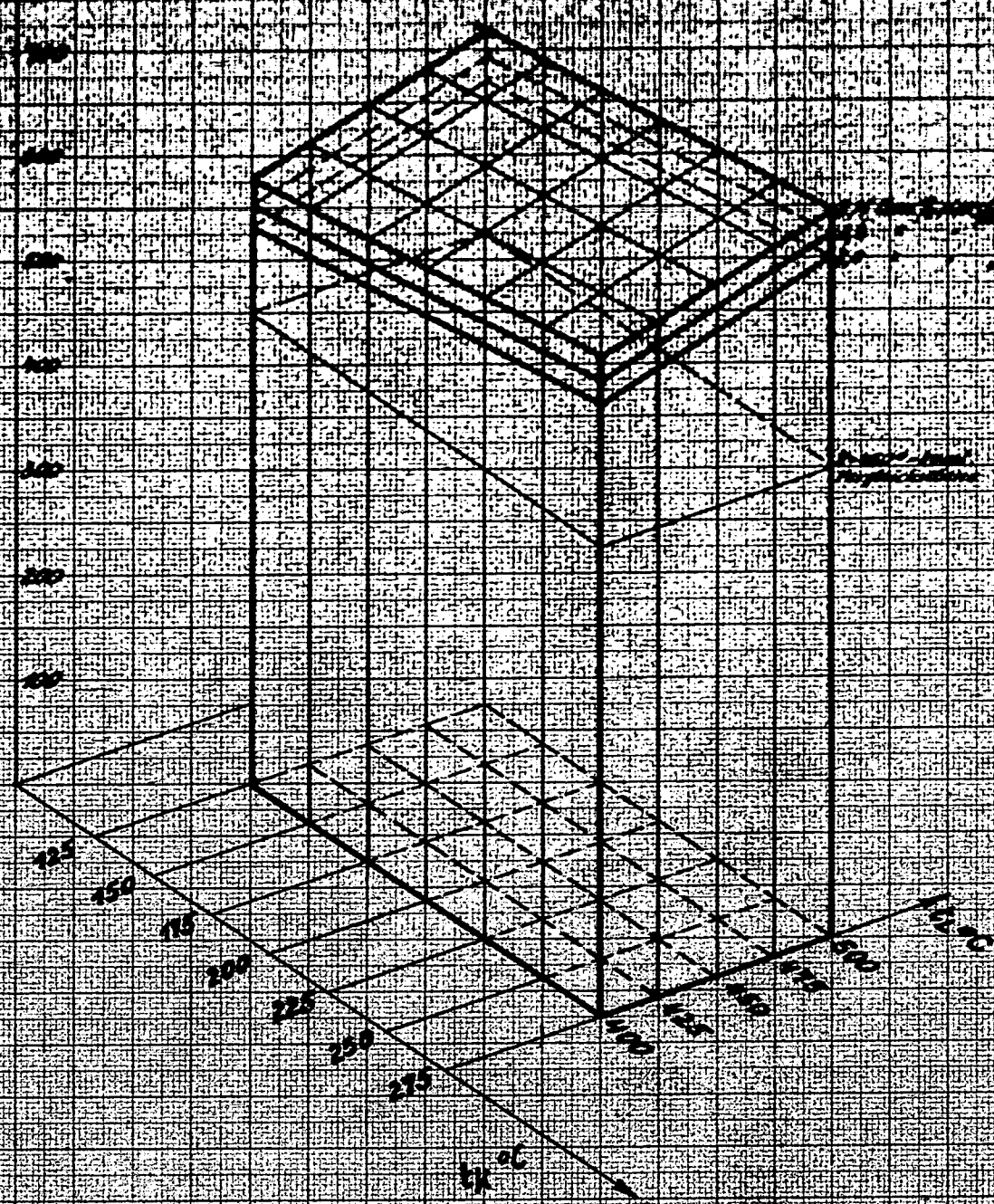


Handwritten title and notes at the top of the page.



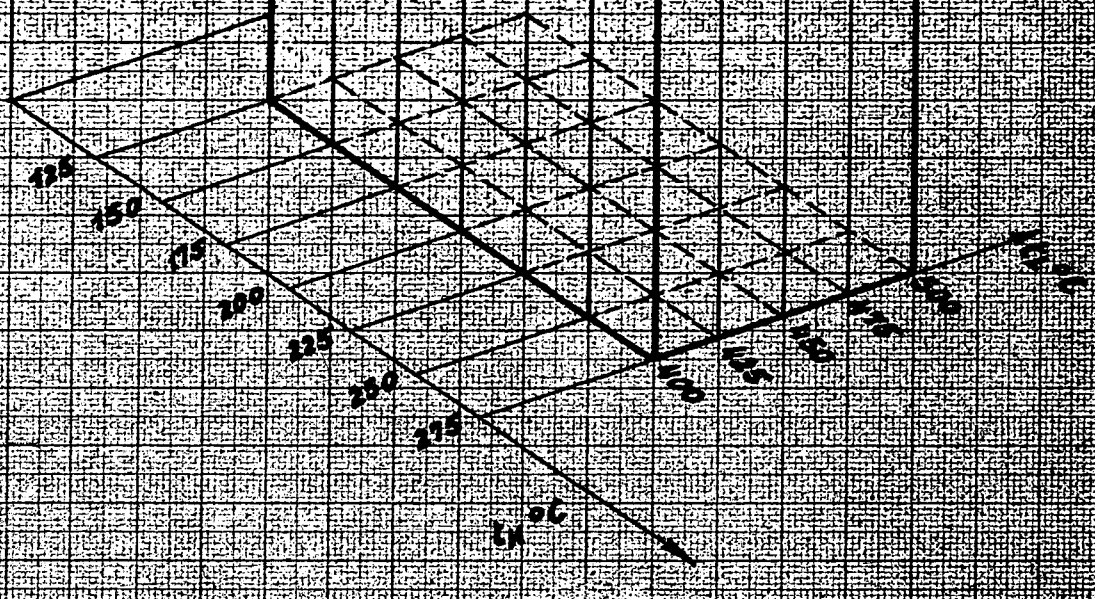
Diag. 10

[Faint, illegible handwritten text]

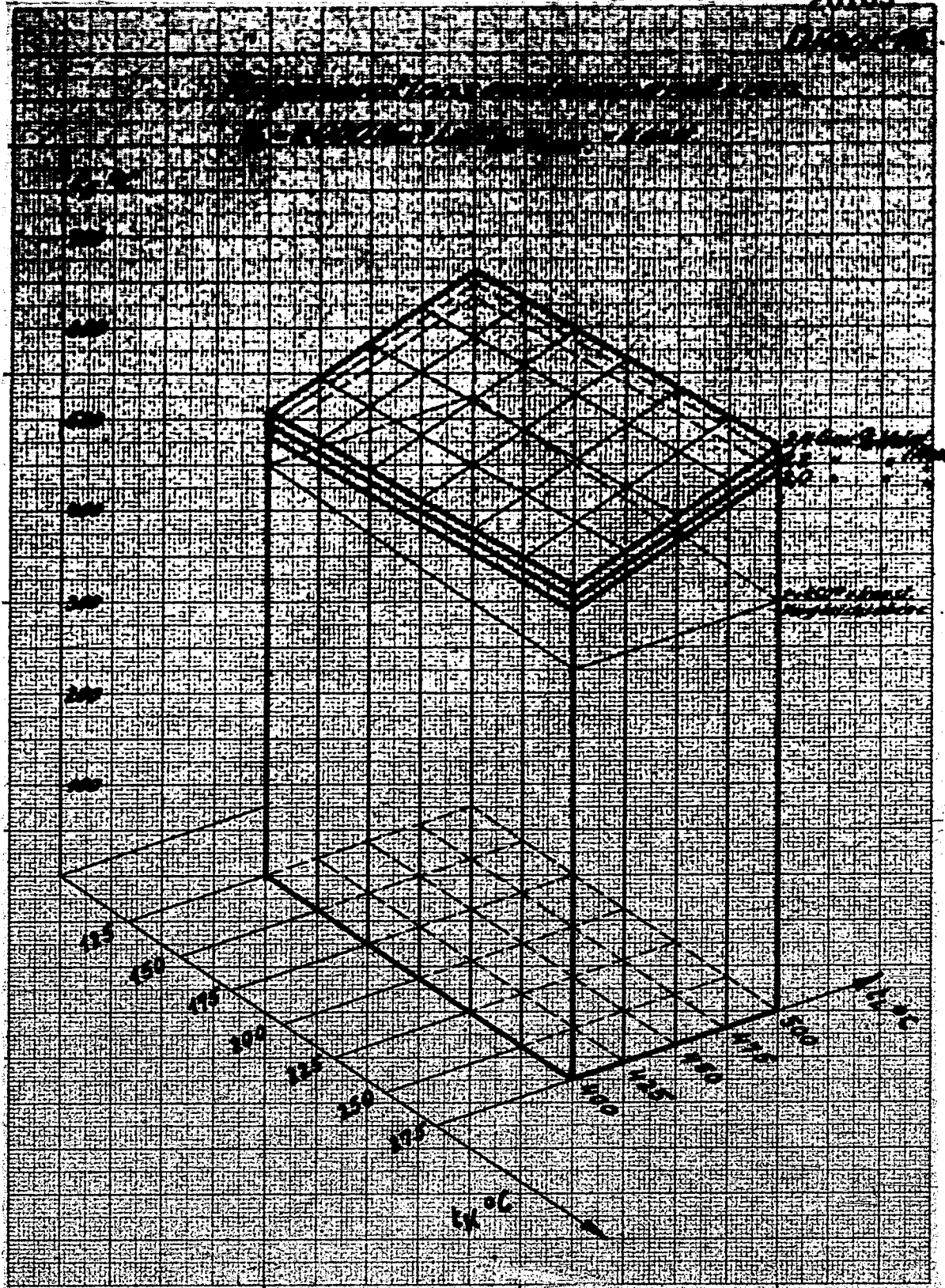


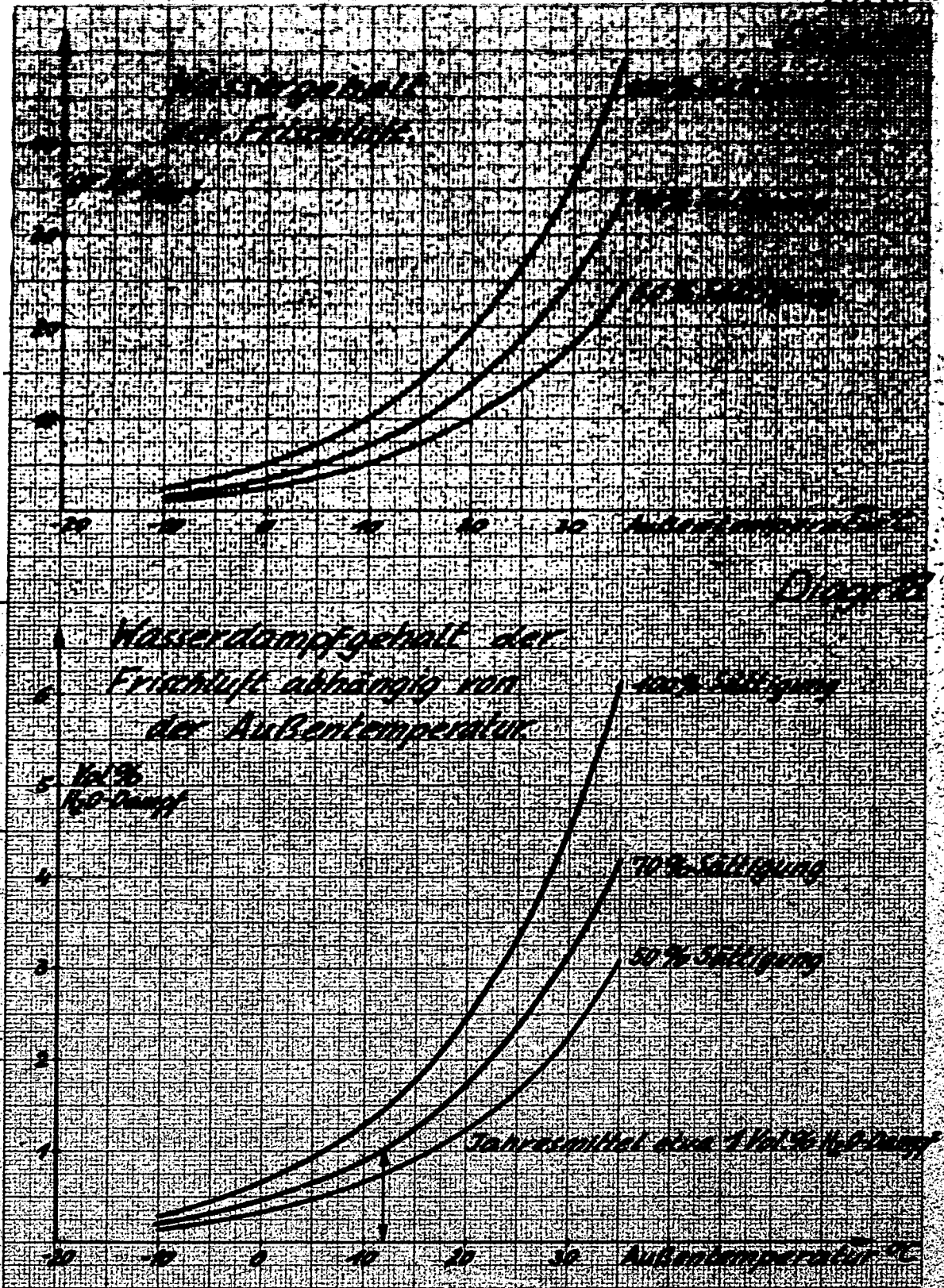
Handwritten title or notes at the top of the page, partially obscured by a dark smudge.

100
200
300
400
500
600
700
800
900
1000



Handwritten scribbles





Wasserdampfgehalt der Frischluft abhängig von der Außentemperatur.

100% Sättigung

100% Sättigung

70% Sättigung

50% Sättigung

Jahresmittel aus 100% Sättigung

Außentemperatur °C

Handwritten notes at the top of the page, possibly describing the process or conditions of the experiment.

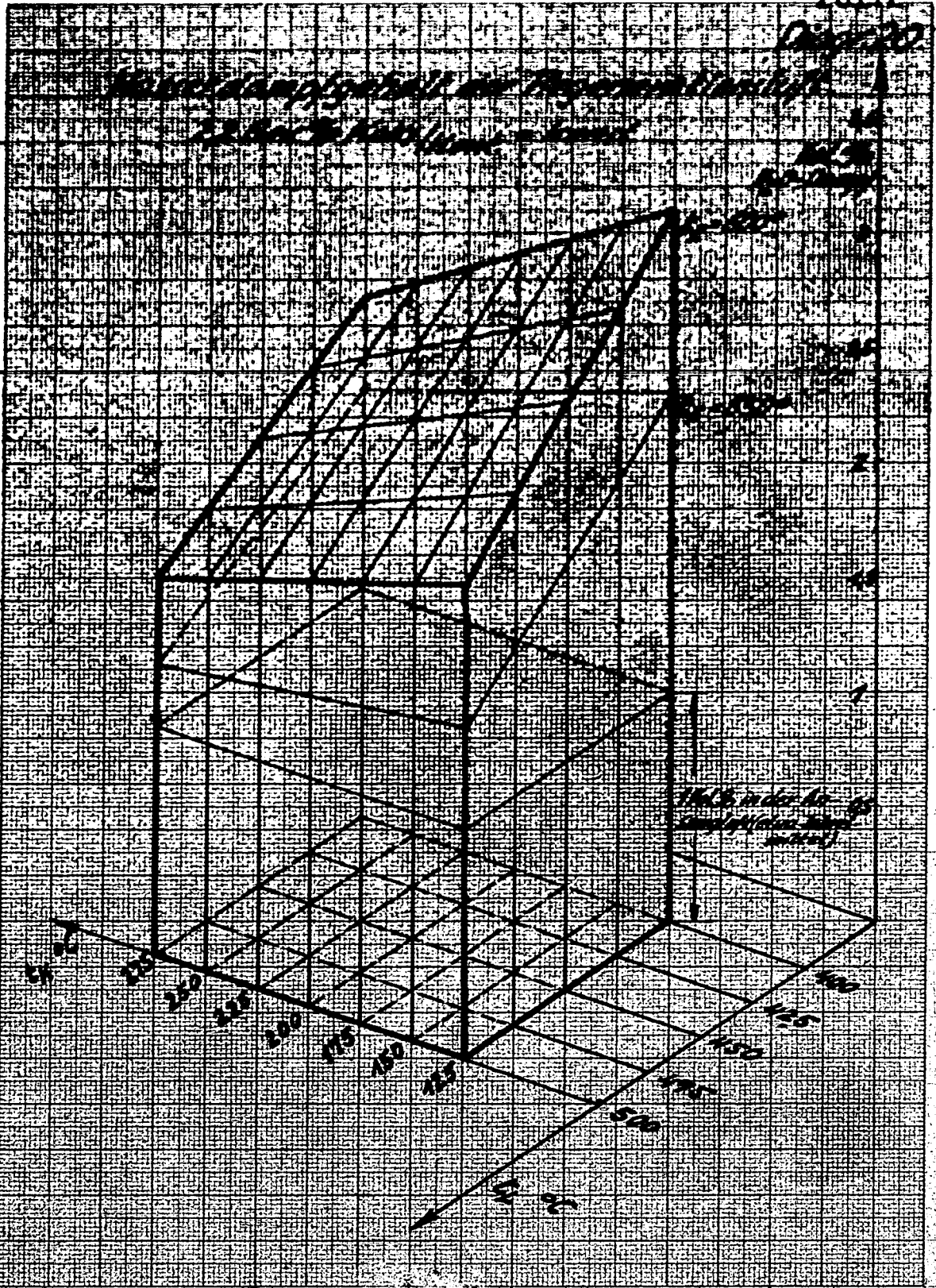
Handwritten text: "Verdunstung der 1. Schicht der Flüssigkeit"

Handwritten text: "Verdunstung der Flüssigkeit (Nenn-Temperatur) 18°C Lufttemperatur 70% Sättigung der Luft"

Handwritten text: "60% Sättigung der Luft"

01220

Handwritten notes at the top of the page, including the number 123 and other illegible scribbles.



20173

Verteilt:

Herrn Dir. Dr. Müntzsch
Dir. Dr. Sauer
Dir. Dr. v. Staden
Dir. Dr. Strömbeck
Dir. Dr. Herold
Obering. Wolfram
Obering. Keinke
Br. Kaufmann
O.I. Dr. Sachmann
Br. Wirth
Dr. Kibel

2 I. Hutter, Uhde-Büro

4x Büro Versuchslaboratorium Nr 219

3x Büro Rosenbach Nr 22