

Project einer Kaukasus-Bahn.

Nach authentischen Quellen mitgetheilt

von

E. Lauber,

Ingenieur der Gotthard-Bahn.

(Mit Zeichnungen auf Blatt Nr. 38 und 39.)

Während der im Juli v. J. stattgehabten Anwesenheit des Herrn B. von Statkowski, kais. russischen wirklichen Staatsraths und Ober-Inspectors der Poti-Tiflis-Bahn, in der Schweiz, die er zu Studienzwecken an der Gotthard-Bahn verwendete, machte derselbe mir, als dem ihm zugetheilten Ingenieur gelegentlich der eingehenden Besprechung der Grundlagen, die für die Festlegung des Tracé der Gotthard-Bahn maassgebend gewesen waren, viele Mittheilungen über die von ihm selbst behufs Ueberschneidung des Hauptkamms des Kaukasus gemachten Studien der beiden hiezu in's Auge gefassten Passübergänge, dem des Kwinamt und dem der Maga, und theilte mir die Ansichten mit, die ihn zur Bestimmung der Höhenlagen der die respectiven Wasserscheiden unterfahrenden Tunnels und zur Bevorzugung des Maga-Ueberganges bewogen, und erörterte endlich auch die an diese zukünftige Gebirgsbahn gestellten und von derselben zu bewältigenden Verkehrsforderungen, sowie die Fahrbetriebsmittel, die er hiezu zu verwenden beabsichtigte.

Aus den gemachten Aufzeichnungen, sowie aus der von Herrn von Statkowski in russischer Sprache verfassten Broschüre, aus welcher viele wesentliche, namentlich aber die ziffermässigen Daten, sowie auch beifolgende auf Metermaass umgearbeiteten Längenprofile und Situationsplan entlehnt sind, habe ich den nachstehenden Aufsatz verfasst, in der Meinung, damit meinen Fachgenossen aus erster Hand herrührende Daten über ein grossartiges, im Allgemeinen noch wenig, ja Manchem vielleicht sogar gänzlich unbekanntes Unternehmen mitzutheilen.

Die Saumpfade, sowie die einzige von Wladikawkas nach Tiflis über den Hauptgebirgsstock des Kaukasus führende Fahrstrasse, überschreiten Passhöhen, die in den Regionen der Schneestürme und Lawinen liegen, daher im Winter oft für längere Zeit unbenutzbar sind. Sie könnten zwar, gleich einigen schweizerischen Alpenpässen, mit bedeutendem Kostenaufwande nothdürftig offen erhalten bleiben. Wo es sich aber, wie im Kaukasus, in erster Linie um die Herstellung einer beständig zu strategischen Zwecken verwendbaren Verbindung zwischen Russland und dessen transkaukasischen Besitzungen und im Falle eines russisch-türkischen Krieges zur Ergreifung der Offensive gegen die asiatische Türkei handelt, ist eine derartige Verbindung, wie sie jetzt besteht, rein illusorisch. Von der Herstellung einer Eisenbahnverbindung zwischen Europa und Asien, die nach den Ansichten meines Gewährsmannes möglicherweise dazu bestimmt sein könnte, ein Bindeglied der directen Schienenverbindung zwischen London und Calcutta zu werden, ist hier gänzlich abzusehen, weil diese Rücksicht allenfalls erst in zweiter Linie Beachtung verdient.

Behufs Herstellung einer permanenten Schienenverbindung über den Kaukasus muss die Wasserscheide durch einen längeren Tunnel unterfahren werden, der die Bahn dem Bereiche der klimatischen Verkehrsstörungen entzieht. Die strategischen Rücksichten

sind es aber, welche die in's Auge gefasste durchgehends zweispurige Anlage dieser Bahn rechtfertigen.

Zum Zwecke der Ermittlung des vortheilhaftesten Tracé wurden in den Jahren 1873 und 1874 Studien gemacht, welche zunächst die kürzeste Schienenverbindung zwischen den bestehenden Bahnen und der Hauptstadt Transkaukasiens, Tiflis, betrafen. Da sich die Bahn gegenwärtig bereits bis Wladikawkas hinzieht, so musste das so ermittelte Tracé nothwendigerweise nördlich vom Kaukasus das Thal des Terek und südlich das der Aragwa, die beide schon fast gänzlich abgeholzt sind, und in denen sich die von Herrn von Statkowski in den fünfziger Jahren erbaute Heerstrasse hinzieht, verfolgen. Nur der von der Bahn zu unterfahrende Pass (Kwinamt-Pass) ist ein anderer als der, den die Heerstrasse benützt, was aber nicht hindern würde, dass durch die Eröffnung der Bahn der Heerstrasse fast jede Bedeutung benommen, während bei der Traceführung letztere der ersteren oft hinderlich in den Weg treten würde. Zudem kommt noch, dass der ungünstigen Terrainverhältnisse wegen bei Einhaltung der Maximalsteigung von 25‰ mit dem Minimal-Radius bis auf 213^m herabgegangen werden müsste *).

Die Baukosten dieser auf 194·79^{km} bemessenen Bahnanlage stellen sich trotzdem laut Kostenvoranschlag auf circa Frs. 125,890.000 oder circa Frs. 646.300 per Kilometer. Dieser an und für sich schon hohe kilometrische Ansatz erscheint aber noch höher, wenn man bedenkt, dass die Grundeinlösung kaum Frs. 1500 per Kilometer ausmacht, und dass die Arbeitskraft am Kaukasus bei weitem billiger ist als dies bei analogen Bahnen (z. B. Brenner und Mont Conis) der Fall gewesen. Die Höhe dieses Betrages wird aber dadurch erklärt, dass ein auf 1913·60^m über Meer gelegener und 5505·28^m langer Scheiteltunnel und 71·36^m Lehnbau in sehr schwierigem Terrain ausgeführt werden müssten, und dass letzterer sehr zahlreiche Tunnels und sehr viele grössere Ueberbrückungen erforderlich machen würde.

Dieses im Ganzen unbefriedigende Resultat veranlasste die Vornahme neuer Studien, die auch in den Jahren 1875 und 1876 vorgenommen und durchgeführt wurden. Das Ergebniss derselben ist die Vorlage eines Tracé über den etwa 50^{km} westlich vom Kwinamt-Pass gelegenen Maga-Pass. Dieses ein neues Gebiet aufschliessende Tracé verfolgt nördlich vom Kaukasus das Ardon-, südlich das Lachwa-Thal, ersteres reich an Silber- und Blei-Erzen, letzteres fruchtbar und dicht bevölkert, beide stark bewaldet, was ein milderes Klima, eine geschütztere Führung der Bahn und einen sicheren Betrieb voraussetzen lässt.

Obgleich nun dieses Tracé im Ganzen und dessen Scheiteltunnel im Besonderen länger ausfallen als dies bei dem Kwinamt-Pass-Tracé der Fall ist, so liegt andererseits dessen Culminationspunct um 64·55^m tiefer und sind die Zufahrtsrampen leichter auszuführen, was namentlich in der Grösse des Minimal-Krümmungsradius (256^m) und in der bedeutenden Reducirung des Lehnbaues (nur 43·81^{km}), folglich auch der Tunnels und Ueberbrückungen, am besten aber in den veranschlagten Ausführungskosten ihren Ausdruck findet, indem letztere sich auf Frs. 96,350.000, das ist auf Frs. 467.400 per Kilometer belaufen.

Strategisch ist die Verbindung des transkaukasischen Landes mit Russland im gleichen Maasse durch den einen, wie durch

*) Bei den Umrechnungen wurde angenommen:

1 Rubel = 3/4 Frs., 1 Saschen = 2·1336^m, 1 Werst = 1·0668^{km}.

den anderen der beiden projectirten Uebergänge gesichert; für den Kriegsfall mit der Türkei gestattet aber der Maga-Pass eine Abkürzung der Truppentransporte an die Grenze um circa 55^{km}. Dieser Abkürzung zu Liebe ist auch der Anschluss der Maga-Linie an die bestehende Bahn Rostow-Wladikawkas in Elchotovo und nicht in Darch-Koch projectirt, obgleich letzterer die zu bauende Linie um circa 3^{km} abkürzen und deren Herstellungskosten um circa Frs. 2,000.000 reduciren würde.

Dieses, dem vorhergehenden in jeder Hinsicht vorzuziehende Tracé soll nun in seinen Hauptzügen beschrieben werden.

Maga-Pass-Ueberschienung.

Die zur Bestimmung des Tracé erforderlichen Terrainaufnahmen wurden unter Zugrundelegung eines mit aller Sorgfalt und Genauigkeit, welche die neuen Methoden und die vervollkommenen Instrumente gestatten, triangulirten Netzes, tachometrisch durchgeführt. Dort, wo das Terrain leicht war, wurde das Tracé sofort annähernd festgelegt, während in coupirtem Terrain und in schwierigeren Gebirgspartien Schichtenpläne im Maassstabe von 1:2000 aufgenommen wurden, mit deren Zuhilfenahme dann das Tracé studirt worden ist.

Scheiteltunnel. Das wichtigste Werk beim Baue einer über einen Hochgebirgsstock zu führenden Bahn ist unstreitig die Anlage des die Wasserscheide unterfahrenden Tunnels, und es muss daher auf die Bestimmung von dessen Elementen, hauptsächlich aber auf dessen Höhenlage über Meer, auf die seinem Längenprofile zu gebenden Steigungsverhältnisse und auf die Anlage seiner beiden Mündungen die grösstmögliche Sorgfalt verwendet werden.

Abgesehen von den klimatischen und den geologischen Verhältnissen, welche in erster Linie in Erwägung gezogen werden müssen, und von der topographischen Lage der Thäler zu einander, welche oft zwingend die Lage der Tunnelmündungen bestimmt, ist im Allgemeinen für die Bestimmung der Höhenlage des Tunnels folgende Betrachtung maassgebend: Die Thäler werden gewöhnlich gegen ihren Ursprung zu immer steiler und so gibt es denn eine Lage, von welcher angefangen die aus der Abkürzung oder dem Schachtbarwerden des Tunnels sich ergebenden Minderkosten von den aus der Verlängerung der Zufahrtsrampen sich ergebenden Mehrkosten gedeckt werden. Dieser Lage entspricht das Minimum der Anlagekosten für die Ueberschienung einer Passhöhe.

Nimmt man die bei der Höhenlage des Maga-Tunnels bestehenden örtlichen Verhältnisse zum Ausgangspunkte, so ergibt sich, dass beide gegen die Maga-Passhöhe ansteigenden Thäler einen, wenn auch auf ungleicher Höhe über Meer gelegenen, scharf ausgeprägten Gefällbruch zeigen, von welchem ab gerechnet der Höherlegung des Scheiteltunnels um je einen Meter eine Abkürzung desselben um sechs Meter entspricht, indem oberhalb dieses Gefällbruches beide Thäler circa 33 $\frac{1}{3}$ ‰ Steigung haben; die Zufahrtsrampen hingegen haben im Ganzen genommen eine mittlere Steigung von 22 $\frac{1}{2}$ ‰, so dass einer Höherlegung des Scheiteltunnels um je einen Meter eine Gesamtverlängerung der Zufahrtsrampen um 88·8^m entspricht, somit der Längenzunahme des Tunnels um einen Meter eine Längenzunahme der Zufahrtsrampen von 14·8^m entspricht.

Setzt man nun für den laufenden Meter Zufahrtsrampe den für die hohen Regionen der Scheiteltunnel-Mündung gewiss nicht zu hoch gegriffenen Preis von Frs. 800 an, so kostet eine Längenzunahme derselben um 14·8^m circa Frs. 12.000, während

ein laufender Meter Tunnel im ungünstigsten Falle Frs. 4000, also nur ein Drittel der obigen Summe ausmacht. Es ist daher einleuchtend, dass eine Tieferlegung des Tunnels unter diesen Verhältnissen, soweit als es die topographische Lage gestattet, angestrebt werden soll.

Zur topographischen Lage übergehend sieht man, dass der Hauptkamm des Kaukasus fast genau in ostwestlicher Richtung verläuft. Gegenüber dem Maga-Pass erstreckt sich das nordwärts laufende Thal des Ardon, welcher in seinem oberen Laufe „Nardon“ und in seinem Quellengebiete „Dschokaidon“ genannt wird. Dieser oberste Theil des Ardon-Thales läuft ostwestlich parallel dem Hauptkamme, bis er am Maga-Passe angekommen die Richtung gegen Norden einschlägt.

Südlich vom Maga-Passe erstreckt sich in der verlängerten Richtung des Ardon-Thales das Lachwa-Thal, nachdem es vorerst analog dem des Dschokaidon eine ostwestliche Richtung verfolgt hatte.

Von der Maga-Passhöhe herab kommt südwärts die Maga geströmt, die sich in die Dschomaga und mit derselben dann in die Lachwa ergiesst. Sowohl in topographischer Beziehung als auch den oben entwickelten Principien für Ermittlung der günstigsten Höhenlage des Scheiteltunnels entsprechend, wurde nördlich vom Kaukasus der Punct, wo das Nardon-Thal gegen Norden sich wendet und südlich vom Kaukasus die Einmündung der Maga in die Dschomaga als die geeignetsten Puncte befunden, um mittelst eines Tunnels verbunden zu werden und die öconomischste Passunterfahrung zu ermöglichen. Ihre horizontale Entfernung in gerader Linie beträgt 6541·6^m, und die Niveau-Differenz 55·474^m, indem der nördliche Tunnel-Eingang 1848·636^m und der südliche 1793·013^m über Meer zu liegen kommen. Der nördlichen 3202·6^m langen Hälfte des Tunnels wurde ein Gefälle von 1‰, der südlichen 3339^m langen eine solche von 17 $\frac{1}{2}$ ‰ gegeben. Der Culminationspunct der Bahn liegt somit 1851·815^m über Meer *).

Das obere (nördliche) Portal des Maga-Tunnels liegt zwar um volle 700^m höher als das des Gotthard-Tunnels bei Airolo; aber während am Gotthard die Schneelinie (nach Professor Hügi) 2470^m über Meer, somit 1330^m über dem Tunnelportal von Airolo sich befindet, ist dieselbe (nach Professor Abich) am Kaukasus erst auf der Höhe von 3410^m, das ist 1570^m oberhalb dem nördlichen Tunnelportal zu treffen, was zu Gunsten des Maga-

*) Nach Schluss des gegenwärtigen Aufsatzes ist mir ein Brief des Herrn von Statkowski, de dato Tiflis, am 6. (18.) December 1876, zugekommen, welcher sagt:

„Seit meiner Rückkehr hat Bau-Director W. Pressel eine Bereisung meiner Linie vorgenommen und ich bin nun im Begriffe auf Grund der von ihm geäusserten Ansichten an dem Maga-Pass-Ueberschienungs-Projecte einige Modificationen vorzunehmen. Die Wesentlichsten derselben sind: Das Gefälle des Scheiteltunnels wird auf 22‰ erhöht und einseitig von Norden nach Süden durchgeführt; diese Anlage wird dadurch ermöglicht, dass mit fast absoluter Gewissheit darauf gerechnet werden kann, man werde beim Durchbruche des Tunnels keinen Wasserzudrang begegnen. — Durch die so modificirte Anlage des Tunnels wird dessen Länge nicht geändert, es wird aber das Nordportal, welches sammt der nördlichen Zufahrtsrampe unverändert beibehalten bleibt, zum Culminationspuncte der Bahn, während das Südportal um circa 140^m tiefer zu liegen kommt. Die so gewonnene Niveau-Differenz gestattet die Weglassung des Kehrtunnels bei Tschomaga, sowie auch die Einführung von anderen minder wichtigen Vereinfachungen in der Anlage der südlichen Zufahrtsrampen. Es werden dadurch selbstverständlich die Anlagekosten der Bahn eine nicht unwesentliche Reduction erfahren.“

Tunnels eine Niveau-Differenz von 240^m ergibt. Da überdies, nach Dollfuss-Ausset, in den Alpen einer Niveau-Differenz von 197^m ein Unterschied der mittleren Jahres-Temperatur von 1° Celsius entspricht, während nach Hodzko dies am Kaukasus schon für je 170^m Niveau-Differenz der Fall ist, so ergibt sich zu Gunsten des Maga-Tunnelportals ein Unterschied von + 2 bis 3° Celsius in der mittleren Jahres-Temperatur gegenüber der beim Airolo-Portale des Gotthard-Tunnels, was praktisch darin seinen Ausdruck findet, dass bei Airolo 1145^m über Meer nur mehr Wiesencultur existirt, während auf dem Maga-Uebergange in der Höhe der Schneelinie des Gotthards, das ist 2470^m über Meer, noch Gerste gebaut wird. In klimatischer Beziehung ist somit die Lage des Maga-Tunnels der des Gotthard-Tunnels bei weitem überlegen.

Geologische Verhältnisse.

In geologischer Hinsicht ist der Maga-Tunnel ebenfalls günstig gelegen. Er kommt nämlich in ein Massiv von Thonschiefer zu liegen, dessen regelmässig gelagerte Schichten nach N. W. 76° streichen und unter 60° nordwärts einfallen. Da nun die Richtung des Tunnels N. W. 23° beträgt, so wird er die Schichten unter einem Winkel von 53° treffen.

Die Structur des Thonschiefers ist eine compacte, wenig schiefernde und im ganzen zu durchsetzenden Gebirge homogen. Der aus diesem Thonschiefer bestehende Kamm überragt den nördlichen Tunneleingang um 1150^m und fällt nach beiden Seiten so steil ab, dass auf dessen ganzer Oberfläche weder ein See noch irgend eine Ansammlung von stagnirendem Wasser sich vorfindet. Zudem kommt es noch, dass die der Pass-Einsattelung entsprechenden Schichten vom Tunnel nicht getroffen werden.

Es ist somit aller Grund zur Annahme vorhanden, dass man beim Tunnelausbruche keinen Wasserzhdrang zu befürchten haben werde.

Dieser Umstand, sowie auch die Standfestigkeit des Gebirges würden eine Verkleidung der Tunnelröhre entbehrlich machen, wenn nicht der Thonschiefer theilweise der Verwitterung unterworfen wäre. Aus diesem Grunde ist angenommen worden, dass der Tunnel auf zwei Drittel seiner Gesamtlänge verkleidet werden würde.

Die nördliche Zufahrtsrampe, vom Maga-Tunnelportale ausgehend, folgt dem Ardonflusse (dort noch Nardon genannt) auf einer Länge von circa 15^{km}, denselben sechsmal übersetzend, theils um Lawinen auszuweichen, theils um die Herstellungskosten zu vermindern. Dann bleibt das Tracé auf dem linken Ufer, beständig das Maximalgefälle von 25‰ einhaltend. Dessenungeachtet kommt es immer höher und höher über die Thalsohle zu liegen, dessen Gefälle bei weitem 25‰ übersteigt, so dass nach einem Laufe von 8 1/2^{km} in dem Querthale Tsei eine Entwicklung gemacht werden muss, die jedoch zur Erreichung des Thalbodens nicht ausreicht. Es muss somit zur Bildung einer Schleife im Ardon-Thale nach erfolgtem Austritte aus der Tsei-Thalentwicklung ge-

schrritten werden. Die Tsei-Thalentwicklung misst 4 1/2^{km}, die derselben sich anschliessende Schleife im Ardon-Thale 4^{km}. Nach Zurücklegung dieser Strecke tritt das Tracé auf das rechte Ufer des Ardon über, verfolgt dasselbe auf einer Länge von 9 1/3^{km}, immer noch das Maximalgefälle einhaltend, und erreicht endlich die Thalsohle, auf der es nunmehr bis zu dem Orte Ssernyia-Wody (d. i. übersetzt: „Schwefelquellen“), wo die eigentliche Gebirgstrasse aufhört, verbleibt. Die Station für den Locomotivwechsel müsste, örtlicher Terrainverhältnisse wegen, weiter thalabwärts nach Allagir verlegt werden.

Die Länge der nördlichen Zufahrtsrampe, vom Maga-Tunnelportal bis Allagir gerechnet, beträgt 68·82^{km} mit einem Durchschnittsgefälle von 17‰. Das Maximalgefälle beträgt in offenen Strecken 25‰, wird in Tunnels unter 320^m Länge auf 22‰, in Tunnels bis zu 640^m Länge auf 20‰, endlich in Tunnels von mehr als 640^m auf 17 1/2‰ ermässigt. Der Minimalradius beträgt 256^m.

Vom Allagir bis zur Station Elchotovo der Rostow-Wladikawkas-Bahn, auf 38·09^{km} Länge, bildet die Linie eine Thalbahn mit einem durchschnittlichen Gefälle von 8 1/2‰, einem Maximalgefälle von 15‰ und einem Minimalradius von 384^m.

Die südliche Zufahrtsrampe, vom Portale des Maga-Tunnels ausgehend, fängt im Maga-Thale an, geht beim Orte Dschomaga in das Dschomaga-Thal, dem Gefälle des Flusses entgegen und dessen linkes Ufer verfolgend, hinein, dann die Dschomaga überschreitend auf deren rechtem Ufer bis zum Seitenthale Ssamichkono, umfährt hier den dessen nördlichen Pfeiler bildenden Felskopf, um dann, in denselben vermittelt eines Tunnels eindringend, eine Schleife zu bilden. Aus dem Kehrtunnel herausgekommen, überschreitet die Linie das Dschomaga-Thal auf einem Viaducte, verfolgt dann dessen linke Lehne bis zur Mündung der Dschomaga in die Lachwa, geht bei Roki dem Thalgefälle entgegen, bis sie die Lachwa an einem geeigneten Punkte überschreitet, um auf deren linkem Ufer zur Mündung der Dschomaga zurückzukehren, auf diese Weise im Lachwa-Thale die Entwicklung bei Roki bildend.

Hierauf folgt die Linie dem Lachwa-Thale, den Fluss noch sechsmal überschreitend und immerfort das Maximalgefälle von 25‰ einhaltend, und gelangt schliesslich bei dem Orte Dschawy auf die Thalsohle, womit die Gebirgsbahn ihren Abschluss findet.

Die südliche Zufahrtsrampe ist vom Maga-Tunnelportale bis Dschawy 40·94^{km} lang und weist ein mittleres Gefälle von 18‰ auf. Die Gefälls- und Richtungsverhältnisse der einzelnen Theilstrecken sind dieselben wie die der nördlichen Zufahrtsrampe.

Vom Orte Dschawy bis zur Station Gori der Poti-Tiflis-Bahn ist auf einer Länge von 51·75^{km} das Durchschnittsgefälle gleich 0·3‰, während das Maximum desselben gleichwie auf der Strecke Allagir-Elchotovo 15‰, der Minimalradius hingegen mehr als auf jener, nämlich 533·4^m beträgt.

Die ganze Linie Gori- Elchotovo zerfällt somit in folgende Theilstrecken:

Theilstrecke	Beschaffenheit derselben	Länge in Kilomtr.	Hebung in Metern	Mittlere Steigung ‰	Maximal-Steigung ‰	Minimal-Radius in Metern *)	Bemerkungen
Gori-Dschawy	Thalbahn	51·75	482·39	9·3	15·0	533·4	In beiden Zufahrtsrampen zusammen 43·84 ^{km} Lehn- nenbau. *) Die Minimal-Zwischen- gerade beträgt 42·67 ^m .
Dschawy-Südportal	Südliche Zufahrtsrampe ...	40·94	788·86	18·0	25·0	256·0	
Südportal-Culminations-Pct.	} Scheiteltunnel	3·34		17·5	17·5	∞	
Culminations-Pct.-Nordport.		3·20	1·0	1·0	∞		
Nordportal-Allagir	Nördliche Zufahrtsrampe...	68·82	- 1904·62	17·0	25·0	256·0	
Allagir-Elchotovo	Thalbahn	38·09		- 325·59	8·5	15·0	
	Zusammen	206·14					

Bauliche Bestimmungen.

Bauzeit. Um die Bauzeit für die Linie bestimmen zu können, muss diejenige, welche der Durchbruch des Maga-Tunnels in Anspruch nehmen dürfte, vorerst ermittelt werden. Um dies zu ermöglichen, muss auf das einzige analoge jetzt im Betriebe stehende Werk, den Gotthard-Tunnel, zurückgegriffen werden. Falls der Unternehmer des grossen Gotthard-Tunnels, Herr L. Favre, die übernommene Arbeit zum festgesetzten Termine vollendet, was jedenfalls für den Richtungsstollen vorzusehen ist, so wird der Durchbruch des Richtungsstollens in $49\frac{1}{2}$ Monaten vom Beginne der Arbeiten vollendet werden. Die anderen Arbeiten bis zur Betriebseröffnung würden dann noch weitere $22\frac{1}{2}$ Monate erfordern. Nimmt man diese jedenfalls im Bereiche der Möglichkeit liegenden Annahmen als Ausgangspunct für die Berechnung der Bauzeit des Maga-Tunnels an, so werden zum Durchbruche des Richtungsstollens $32\frac{1}{2}$ Monate erforderlich sein, während für die Vollendungsarbeiten der Ansatz von $22\frac{1}{2}$ Monaten unverändert angenommen werden muss, so dass für die Vollendung des Maga-Tunnels im Ganzen $54\frac{3}{4}$ Monate sich ergeben. Zieht man jedoch den Umstand in Betracht, dass in Airolo die enormen daselbst angetroffenen Wassermassen dem Fortschritte der Arbeit sehr hemmend in den Weg traten, so dass dadurch, trotz des unter günstigen Umständen erzielten maximalen Tagesfortschrittes von $6\cdot60^m$, der mittlere Tagesfortschritt fast auf die Hälfte, das ist $3\cdot33^m$, reducirt wird, ferner, dass seit Beginn der maschinellen Bohrung am Gotthard-Tunnel nicht unwesentliche Verbesserungen an den Compressoren und den Bohrmaschinen (von letzteren seien hier nur die von Ferroux erwähnt) vorgenommen worden sind, welche den durchschnittlichen Tagesfortschritt um ein Bedeutendes höher zu veranschlagen gestatten, so ist es nicht übertrieben, wenn man bei dem vom Maga-Tunnel zu durchdringenden weicheren Gebirge, dem Thonschiefer, und bei der Abwesenheit von Wasserzudrang, was mit fast absoluter Bestimmtheit angenommen werden kann, als täglichen mittleren Fortschritt $4\cdot28^m$ annimmt, wonach die Gesamtbauzeit des Maga-Tunnels auf 48 Monate, das ist vier Jahre, reducirt werden kann.

Der zunächst längste Tunnel misst nur 1167^m . Bei Annahme eines jedseitigen Tagesfortschrittes von $0\cdot61^m$ kann derselbe in 33 Monaten mit Handbetrieb fertiggestellt werden (es wird daher nur der Maga-Tunnel einen maschinellen Betrieb benöthigen, während für die anderen 84 Tunnels von $12\cdot960^m$ Gesamtlänge der Handbetrieb zur Anwendung kommen wird).

Es kann somit der Bau der ganzen Linie Gori-Elchotovo so eingeleitet werden, dass nach vier Jahren, vom Beginne der Arbeiten am Maga-Tunnel an gerechnet, die Bahn dem Betriebe übergeben werden könne.

Schneedächer. Obgleich die von den offenen Strecken der Zufahrtsrampen durchzogenen Regionen ausserhalb des Bereiches der Schneestürme und Lawinen gelegen sind, so befinden sie sich doch in deren unmittelbarer Nähe und macht sich der Einfluss derselben fühlbar. So gibt es auf der nördlichen Zufahrtsrampe Stellen, die von Schneeüberwehungen in Folge von Herabtreibung des lockeren und trockenen Schnees von den benachbarten Schneefeldern durch die im Winter oft herrschenden Winde bedroht sind. An solchen Stellen sind aus Wellenblech herzustellende Schutzdächer, wie solche bei der Fell'schen Eisenbahn am Mont Cenis in Anwendung waren, vorgesehen worden.

Ueberbrückungen. An grösseren Brücken und Viaducten gibt es 133, an Deckeldohlen und offenen Durchlässen 316, deren gesammte lichte Weite 2368^m beträgt. Die zwei grössten Brücken sind: Die Brücke über den Terek bei Elchotovo $266\cdot7^m$ lang und die Brücke über die Kura bei Gori ($149\cdot4^m$ lang). Der grösste Viaduct befindet sich auf der südlichen Zufahrtsrampe zwischen Dschomaga und Roki. Er führt über einen Lawinengang, besteht aus einer Oeffnung von $71\cdot68^m$ Stützweite und ist $40\cdot5^m$ über dem Boden des Lawinenganges gelegen.

Sämmtliche Brücken und Viaducte sind in Geraden projectirt worden. Es wird sich jedoch wahrscheinlich bei der Ausführung herausstellen, dass es vortheilhafter sein dürfte, eine zwischen zwei in gleicher Richtung gekrümmten Zufahrten gelegene gerade und normalbreite Brücke durch eine andere zu ersetzen, deren Hauptträger um den Pfeil des der Brücke entsprechenden Bogens auseinander geschoben sind. Es könnte dann die Linie sowohl auf den Zufahrtsstrecken als auch auf der dazwischenliegenden Brücke eine fortlaufende Curve bilden.

Abgesehen von der regelmässigeren Entwicklung der Linie, die dadurch erzielt wird, könnte in vielen Fällen eine Abkürzung der als Zufahrt zur Brücke führenden Tunnels erreicht werden. Die Mehrkosten der Herstellung der Brücke, die aus deren Erbreiterung resultiren, sind ganz unwesentlich, indem sie zunächst die Querträger treffen. Bei einem Radius von 256^m und einer Spannweite von $42\cdot5^m$ beträgt die Erbreiterung einer zweigeleisigen Brücke etwas über 1^m (genau $1\cdot031^m$).

Die tiefsten Einschnitte sind mit $23\cdot36^m$ die höchsten Aufdämmungen mit $21\cdot23^m$ projectirt, doch erreichen sie nur sehr selten diese extremen Grenzen. In Fällen, wo man zwischen der Verlängerung eines Viaductes, respective einer Brücke und der entsprechenden Verlängerung eines Tunnels die Wahl hatte, wurde der Tunnel verlängert.

Betrieb und Zugförderung.

Zum Betriebe der projectirten Linie Elchotovo-Gori übergehend, ist zu bemerken, dass für den Betrieb überhaupt nur zwei Typen von Locomotiven vorgesehen sind, nämlich die Sechs- und die Achtkuppler von Sigl, trotzdem die Verwendung der Fairlie-Locomotiven, deren wesentliche beim Betriebe der Poti-Tiflis-Bahn geleisteten Dienste nicht zu leugnen sind, für die Gebirgsstrecke der Linie Gori-Elchotovo nahegelegt worden ist.

Die Vorzüge der Fairlie-Locomotive sind sehr bedeutend, nämlich:

1. Der Feuerkasten befindet sich in der Mitte der Locomotive und bleibt daher selbst bei den stärksten Steigungen von 45‰ stets von Wasser bedeckt, während die Entblössung der Feuerröhren-Enden, die nicht direct unter der Einwirkung der strahlenden Wärme sich befinden, von verhältnissmässig untergeordneter Bedeutung ist.

2. Das Vorhandensein der Bogies (Truckgestelle) gestattet die Verwendung des totalen Gewichtes der Locomotive als Adhäsionsgewicht durch Vermittlung von zwölf gekuppelten Rädern. Auch ist dadurch das Befahren von scharfen Curven mit verhältnissmässig geringem Verluste an Zugkraft ermöglicht, und kann diesbezüglich keine Locomotive mit der Fairlie'schen concurriren.

3. Das Gewicht des Heizmaterials und des Wasservorrathes wird nie als todte Last mitgeschleppt, sondern dient, so lange vorhanden, zur Vermehrung der Adhäsion.

4. Die Herstellung von Drehscheiben entfällt.

Diese allerdings sehr bedeutenden Vortheile werden aber durch die der Fairlie-Locomotive eigenen Nachteile mehr als aufgewogen. Diese Nachteile sind:

1. Die Dampfrohren, welche den Kessel mit den an den Bogies befestigten und mit denselben sich bewegenden Dampf-cylindern verbinden, sind sehr oft dem Bruche unterworfen, obgleich ihre Construction sehr sinnreich erdacht ist. Die beträchtlichen Richtungsveränderungen, welche bei Durchfahung von Curven mit kleinen Radien sehr rasch eintreten und der bedeutende Ueberdruck von 10—12 Atmosphären, dem diese Verbindungsrohren unterworfen sind, berechtigen zu der Annahme, dass es wohl kaum je gelingen dürfte, dieselben so herzustellen, dass sie in ihrer Widerstandsfähigkeit und Abnutzung den anderen Locomotiv-Bestandtheilen gleichkommen.

2. Die verhältnissmässig zur geleisteten Arbeit geringen Vorräthe an Brennstoff und Speisewasser, welche eine Fairlie-Locomotive fassen kann, bedingen eine sehr frequente an jeder Haltestelle vorzunehmende Erneuerung derselben. Abgesehen von den zahlreichen zu errichtenden Wasser-Stationen und Brennstoff-Depots, welche hierdurch nothwendig werden und einerseits die ersten Anlagekosten vermehren, während sie andererseits den Zugförderungs-Dienst compliciren und vertheuern, entsteht noch hierdurch ein nicht unwesentlicher Zeitverlust, unter welchem der Betrieb zu leiden hat.

3. Da die Zugkraft einer Fairlie-Locomotive der von zwei gewöhnlichen Sechskupplern so ziemlich gleichkommt, so wird die Anzahl derselben, die zum Betriebe einer gewissen Strecke benöthigt wird, geringer sein als die der gewöhnlichen Locomotiven. Bei eingetretener Reparatur-Bedürftigkeit einer Fairlie-Locomotive wird daher dem Betriebe ein bedeutend grösserer Bruchtheil der verfügbaren Zugkraft entzogen, was Angesichts der sich oft wiederholenden ähnlichen Fälle eine grosse Beeinträchtigung der disponiblen Zugkraft zur Folge hat. Diesem Uebelstande kann freilich durch Vermehrung der Anzahl von Reserve Fairlie-Locomotiven gesteuert werden, es würde aber dadurch der Fahrpark-Conto im Vergleiche zur geleisteten Arbeit zu sehr belastet erscheinen.

Diese Nachteile der Fairlie-Locomotive sind so bedeutend, erschweren dermassen den Betrieb und machen ihn so kostspielig und unzuverlässig, dass, ungeachtet der von der Locomotive gebotenen Vortheile und trotz der bedeutenden Reconstructions-kosten von 20 Millionen Franken, die Beseitigung der 45^o/_o Steigung und mit ihr auch des Fairlie-Locomotiv-Betriebes auf der Poti-Tiflis-Bahn in's Auge gefasst worden ist und in den nächsten Jahren zur Ausführung gelangen soll. Aus diesem Grunde wurde von der Einführung der Fairlie-Locomotiven auf der Linie Elchotovo-Gori abgesehen *).

*) Ein an mich gerichteter Brief des Herrn W. W. Evans, Ingenieur, aus New-York, ddo. 5. August 1876, sagt bezüglich der Fairlie-Locomotive Folgendes:

„Herr Hellweg hat wohl daran gethan, Herrn Fairlie nicht das Wort zu reden. Es gibt in England keinen einzigen Ingenieur von Ruf, der von der Leistungsfähigkeit dieses Systems etwas hielte, auch sind diese Locomotiven daselbst gar nicht beliebt.“

„Herr Fairlie behauptet zwar, dass die mexikanischen Bahnen ohne sein Locomotiv-System nicht betrieben werden könnten. Die Wahrheit aber ist, dass seine Locomotiven den Bankrott der Gesellschaft herbeiführen.“

Um die Anzahl der anzuschaffenden Sechs- und Achtkuppler zu bestimmen, wurde angenommen:

dass die Eilzüge, aus 6—7 vierräderigen Personenwagen bestehend, von einem Sechskuppler über die ganze Linie befördert werden sollen, so zwar, dass auf den Thalstrecken eine mittlere Fahrgeschwindigkeit von 42¹/₂ km per Stunde und auf den Bergstrecken eine solche von 30 km per Stunde eingehalten werde;

dass die gemischten Züge, deren Bruttolast 150 Tonnen nicht übersteigen darf, ebenfalls von einem Sechskuppler, und zwar auf den Thalstrecken mit 26¹/₂, und auf den Bergstrecken mit 19 km per Stunde fortgeschafft werden sollen;

dass endlich die Lastzüge, den vom österreichischen Südbahn-Maschinen-Director Herrn A. Gottschalk gemachten Erfahrungen zufolge, mit einer Bruttolast bis zu 400 Tonnen über die Bergstrecke mit 15 km per Stunde von zwei Sigl'schen Achtkupplern befördert werden sollen, während für die Thalstrecken bei gleicher Fahrgeschwindigkeit ein Achtkuppler genügt.

Zu Beginn des Betriebes würde der Verkehr auf je Einen Personen- und vier Lastzüge per Tag in jeder Richtung beschränkt werden; im Nothfalle jedoch (Truppen- und Kriegsmaterial-Transport) könnten 18 Züge täglich in jeder Richtung abgelassen werden, was einer Beförderung von 510 Achsen in jeder Richtung entspricht. Zuzufolge letzterer Annahme ist die Zahl der Achtkuppler über das Maass des ersten Erfordernisses hinaus vermehrt worden, indem Locomotiven der Anschlusslinien auf der Bergstrecke der Gori-Elchotovo-Linie nicht verkehren können.

Die Zugförderung der Eil- und gemischten Züge wird in der einfachsten Weise stattfinden, indem auf der ganzen 206 km langen Strecke kein Maschinenwechsel nothwendig ist. Bei Lastzügen hingegen, welche auf den Thalstrecken von einem Achtkuppler befördert werden, wird am Fusse der Zufahrtsrampe am Ende des Zuges ein zweiter Achtkuppler angeschoben und so der Zug ungetheilt über die Bergstrecke befördert. Um jedoch die

„Ein englischer Maschinenführer im Dienste der mexikanischen Bahnen schreibt mir, dass, als ihm eine von den amerikanischen Locomotiven, die ich dorthin geschickt hatte, zur Bedienung zugetheilt wurde, er in zwei Wochen damit mehr geleistet hätte, als dies in drei Wochen mit der besten Fairlie-Locomotive der Fall gewesen sei, und dass er dabei weniger Brennmaterial, weniger Wasser, weniger Reparatur und weniger Fahrzeit gebraucht hätte, indem die Fairlie-Locomotive bei einem Adhäsionsgewicht von 74 Tonnen eine Dampfspannung von 11¹/₂ Atmosphären benötigte, während die amerikanische Locomotive nur mit 40 Tonnen Adhäsionsgewicht und 9¹/₂ Atmosphären Dampfspannung gearbeitet hätte.“

„Herr Fairlie behauptet ferner, dass seine Locomotiven keine Reibung der Spurkränze gegen die Schienen verursachen. Ich sende Ihnen beifolgend die Zeichnung der Abnutzung der Tyre der Fairlie-Locomotive Nr. 31 nach durchlaufenen 14.500 km. (Eine ähnliche Abnutzung der Tyres findet auch auf der Iquique-Bahn in Peru statt.)

„Die Ihnen zugesandte Zeichnung rührt von dem Maschinen-Director der mexikanischen Eisenbahnen her, in dessen Jahresbericht pro 1875 über die Leistung aller auf den mexikanischen Bahnen verwendeten Locomotiven folgende Daten enthalten sind:

„Jährliche Durchschnittskosten per Zugs-Kilometer:

	Amerikanische Locomotive	Fairlie- Locomotive
Reparatur.....	Frs. 0.1466	Frs. 0.6025
Zugförderung.....	„ 1.0886	„ 1.7607
	Zusammen	Frs. 2.3632
Im Jahre durchlaufene Kilometerzahl....	46.325	23.050.

„Ich könnte Ihnen eine beliebige Anzahl ähnlicher Resultate verschaffen, welche zeigen, dass Fairlie-Locomotiven den finanziellen Ruin einer Gesellschaft herbeizuführen geeignet sind.“

Regelmässigkeit des Betriebes möglichst sicherzustellen, was sich namentlich für die bergwärts verkehrenden Züge, welche die nahezu 69^{km} lange nördliche Zufahrtsrampe zu ersteigen haben, als sehr zweckentsprechend herausstellen dürfte, ist auf der nördlichen Zufahrtsrampe, beim Orte Ssramach, circa 50^{km} von Allagir, also beiläufig in der Mitte der Länge der ganzen Gebirgsstrecke, eine Locomotiv-Wechselstation projectirt, bis zu welcher einerseits die von Norden, andererseits die von Süden kommenden Locomotiven zu verkehren haben werden, so zwar, dass der Sechskuppler oder die beiden Achtkuppler, welche einen Eil- oder Personen-, respective Lastzug bis Ssramach befördert haben, von dort den von der entgegengesetzten Richtung angekommenen Zug wieder nach ihrem Ausgangspuncte zurückbringen würden. Es würden somit in fünf Stationen Maschinen-Depots errichtet werden, und zwar in den zwei Anschluss-Stationen an fremde Bahnen: Elchotovo im Norden an der Rostow-Wladikawkas-Bahn und Gori im Süden an der Poti-Tifis-Bahn, dann in den zwei am Fusse der Zufahrtsrampe gelegenen Stationen Allagir im Norden und Dschawy im Süden, ferner auf halbem Wege zwischen beiden letzteren in Ssramach eine Locomotiv-Wechselstation.

Kostenvoranschlags-Resultate.

Der unter Zugrundelegung der beschriebenen Trace und des vorausgesetzten Verkehrs berechnete approximative Kostenvoranschlag ergibt folgende Resultate:

1. Grundeinlösung ... Frs.	276.727, d. i. per Kilom. Frs.	1.342, somit	0.28%
2. Zweigeleisige Bahnkörper	20,024.687 " " " "	97.149 "	20.78%
3. Kunstbauten (inclusive Maga-Tunnel) . . .	46,502.910 " " " "	225.600 "	48.26%
4. Oberbau	10,046.473 " " " "	48.737 "	10.43%
5. Eintheilung der Bahn, Gradienten etc.	91.460 " " " "	442 "	0.09%
6. Telegraphen	121.720 " " " "	589 "	0.13%
7. Wächterhäuser, Dreh- und Zugschranken . . .	486.500 " " " "	2.369 "	0.51%
8. Hochbau der Stationen	2,281.333 " " " "	11.061 "	2.37%
9. Wasserstationen-Einrichtung	473.343 " " " "	2.295 "	0.49%
10. Mechanische Ausrüstung	940.267 " " " "	4.561 "	0.98%
11. Fahrpark	7,097.253 " " " "	34.431 "	7.37%
12. Vollendung-Arbeiten	33.333 " " " "	162 "	0.03%
13. Allgemeine Ausgaben	3,309.696 " " " "	16.449 "	3.52%
14. Unvorhergesehenes . . .	4,588.333 " " " "	22.259 "	4.76%
Zusammen . . . Frs.	96,355.025, d. i. per Kilom. Frs.	467.437,	100.00%

Die Herstellungskosten des Maga-Tunnels wurden wie folgt veranschlagt:

Installationen	Frs. 1,666.665, d. i. per lfd. Meter Frs.	225, somit	8.52%
Ausbruch (6541.6 lfd. M.)	" 14,532.840 " " " "	2221 "	74.30%
Verkleidung (4361.0 lfd. M.) à Frs. 702.	" 3,066.000 " " " "	468 "	15.66%
Richtungstunnel am Süden (85.3 lfd. M.) . . .	" 106.666 " " " "	17 "	0.54%
53 Nischen à Frs. 300. "	" 15.900 " " " "	2 "	0.08%
Einschotterung (6541.6 lfd. Meter)	" 122.640 " " " "	19 "	0.67%
Legung des Oberbaues, zweigeleisig (6541.6 ^m)	" 45.990 " " " "	7 "	0.23%
Zusammen . . . Frs.	19,556.700, d. i. per lfd. Meter Frs.	2989,	100.00%

Der geringe kilometrische Betrag, welcher sich aus dem Kostenvoranschlag ergibt, ist hauptsächlich auf den minimalen Betrag für Grundeinlösung, auf die billigen Preise des Bauholzes, sowie des für Schutz- und für Kunstbauten (mit Ausnahme des Eisens) zu verwendenden Materials, hauptsächlich aber auf die sehr billige Arbeitskraft, welche gleichzeitig in bergmännischer Arbeit geübt ist, zurückzuführen. Letzteres ist so wahr, dass ein Corps guter piemontesischer Arbeiter (die bekanntlich in Europa an Leistungsfähigkeit und Genügsamkeit ihres Gleichen suchen), welches zum Baue der Poti-Tifis-Bahn herangezogen worden war, binnen einigen Monaten in Folge der ihm von der ossetinischen Bevölkerung gemachten Concurrenz das Feld räumen musste.

Zum Schlusse sei es mir noch gestattet zu bemerken, dass die Kosten dieses Riesenbaues, sowie auch die des Umbaues der Scheitelstrecke der Poti-Tifis-Bahn zwischen Beschatabani und Suram behufs Beseitigung der Steigung von 45‰ und mit ihr der Abschaffung des sehr kostspieligen Fairlie-Locomotivbetriebes, aus Staatsmitteln gedeckt werden sollen. Da nun der Ausbau dieser Bahn durch die rasch fortschreitende Entwicklung von Persien, sowie auch durch die immer weiter in's Innere von Asien vordringenden Eroberungen Russlands zu einem von Tage zu Tage wachsenden und in nächster Zeit unabweislichen Bedürfnisse geworden ist, so kann deren Inangriffnahme, sobald sich der Kriegslärm gelegt, mit Bestimmtheit entgegengesehen werden.

Ergänzungen zur calorischen Theorie der Dampfmaschine.

Von

J. I l l e o k.

Die nachfolgenden Berechnungen, welche sich auf die bei unserer dermaligen Dampfmaschine vorkommenden Effectverluste beziehen, stützen sich zunächst, nebst jenen allgemeinen Grundsätzen, welche Clausius und Zeuner ihren Untersuchungen über die calorische Wirksamkeit der Dampfmaschine zu Grunde legten, auf meine Hypothese über die innern Vorgänge im Cylinder der Dampfmaschine, welche ich im „Civil-Ingenieur“, Heft 5, 1876 veröffentlicht habe. Die Wahrnehmung, dass diese Hypothese, bezüglich deren Details ich auf den Inhalt der genannten Abhandlung verweisen muss, in der That geeignet ist, ebensowohl die bei der Dampfmaschine erfahrungsgemäss constatirten Dampfverluste als auch die besonderen Erscheinungen der Admissions-, Expansions- und Compressions-Periode auf ungezwungene Weise zu erklären und überhaupt über die Gesamtheit dieser Vorgänge ein neues Licht zu verbreiten, bestimmen mich, in weiterer Verfolgung dieses Gegenstandes, die durch die oberwähnte Hypothese ermöglichten Ergänzungen zur calorischen Theorie der Dampfmaschine in Kürze darzulegen und so weit als thunlich auf rein theoretischem Wege zu verfolgen.

Es dürfte zwar schwer halten auf der letztgenannten Basis eine vollkommene Uebereinstimmung mit den Versuchsergebnissen zu erzielen; andererseits würde es aber doch angezeigt sein, in dieser Hinsicht das Möglichste anzustreben, wenigstens insoweit,

dass jene Elemente und Einflüsse, welche sich unserer Erkenntniss durchaus unzugänglich erweisen, von den bereits erforschten gesondert erscheinen und sich in dieser Isolirung schärfer beurtheilen und verhältnissmässig leichter ergründen lassen.

Ich wende mich, als dem Nächstliegenden, zur Bestimmung der Effectverluste:

1. Durch den schädlichen Raum an und für sich;
2. durch den Wasserbeschlag der Wandungen des Cylindermantels, des Kolbens und der schädlichen Räume, welchen ich das Leerwasser der Maschine nenne;
3. durch das Drosseln des Kesseldampfes, welches einerseits durch die Drosselklappe, andererseits durch die verengten Dampfeinströmungs-Canäle des Cylinders bewirkt wird.

Im Zusammenhange mit der Feststellung dieser drei Effectverluste steht auch die Frage:

4. Welcher Effectgewinn durch die theilweise Compression beim Kolbenrücklauf bei vorzeitiger Absperrung des in den Condensator oder in's Freie abströmenden Dampfes zu erzielen ist.

Es unterliegt gar keiner besonderen Schwierigkeit, die eben genannten vier Punkte auf Grundlage der physikalischen Gesetze des Dampfes wissenschaftlich correct zu behandeln; die gewonnenen Ausdrücke, welche die Effectverluste darstellen, scheinen zwar beim ersten Anblick sehr verwickelt und unhandsam zu sein; doch ist dies wirklich nur anscheinend der Fall. Die gefundenen Factoren zeigen untereinander meistens analoge Bauart und lassen sich mit Hilfe der Dr. Zeuner'schen Tabellen ohne besondere Mühe rechnen; auch ist zu beachten, dass diese Formeln nicht gerade den Zweck haben den Constructeur bei der Dimensionirung seiner Maschinen zu leiten, sondern in erster Linie dazu dienen sollen, die Dampfmaschine im Allgemeinen bezüglich ihrer calorischen Wirksamkeit zu untersuchen, die Ursachen der Effectverluste aufzudecken und damit Anhaltspunkte zu gewinnen, wie sich der bestehende Process, nach welchem die Ausnützung der Wärme erfolgt, etwa vervollkommen liesse. Dieselben sollen es ferner ermöglichen, das bereits vorhandene, sowie künftighin sich ergebende Versuchsmaterial auf möglichst richtige und zweckentsprechende Weise zu verwerthen; auf diesem Wege dürfte es schliesslich doch noch gelingen, die wissenschaftlichen Ergebnisse mit den Erfahrungsergebnissen in Einklang zu bringen. Dann erst wird es möglich werden, vermittelst der bei einer schon bestehenden Anlage vorliegenden Daten jederzeit mit Sicherheit entscheiden zu können, wo deren etwaige Fehler gelegen sein mögen und wie dieselben zu beheben sind. Die bei den folgenden Entwicklungen gebrauchten Bezeichnungen sind nachstehende:

S . . . Speisewassermenge oder Gewicht	} des Dampf- und Wassergemenges, welches per Kolbenhub vom Kessel abströmt.
V_2 . . . Volumen	
p_2 . . . Spannung	
U_2 . . . innere Wärme	
x_2 . . . spezifische Dampfmenge	
v_2 . . . spezifische Volumen	} des Dampf- und Wassergemenges, welches mit Ende des Kolbenrücklaufes, gerade vor Beginn der Admission, im schädlichen Raume eingeschlossen ist.
M . . . Gewicht	
V_0 . . . Volumen	
p_0 . . . Spannung	
U_0 . . . innere Wärme	
z_0 . . . spezifische Dampfmenge	
v_0 . . . spezifische Volumen	

$S + M$. . . Gewicht	} des Dampf- und Wassergemenges, welches am Ende der Admission im Cylinder und schädlichen Raume zusammen abgesperrt wird.
$V + V_0$. . . Volumen	
p Spannung	
U innere Wärme	
y spezifische Dampfmenge	
v spezifische Volumen	

$S + M$. . . Gewicht	} des Dampf- und Wassergemenges, welches am Ende der Expansion im Cylinder enthalten ist.
p_1 Spannung	
U_1 innere Wärme	
y_1 spezifische Dampfmenge	
v_1 spezifische Volumen	
V das während der Admission vom Kolben beschriebene Volumen.	

- \mathcal{E} die Leerwassermenge.
- $\mathcal{E}_0 = M - \mathcal{E}$. . . Gewicht des Dampf- und Wassergemenges im schädlichen Raum abzüglich des Leerwassers.
- x spezifische Dampfmenge am Ende der Admission, bezogen auf die Speisewassermenge $S + \mathcal{E}_0$.
- x_0 spezifische Dampfmenge im schädlichen Raume, bezogen auf \mathcal{E}_0 .

Die Expansion wird in der Folge bis auf die Condensator-Spannung herabgehend gedacht.

Die noch weiters vorkommenden Bezeichnungen sind den von Dr. Zeuner gebrauchten analog.

I. Einfluss des schädlichen Raumes überhaupt, ohne Rücksicht auf das Drosseln.

a) Untersuchung der Admissions-Periode.

Das Dampf- und Wassergemisch S , welches mit der Speisewassermenge dem Gewichte nach identisch ist, mischt sich zu Beginn der Admission mit dem Dampf- und Wassergemenge M , das zur selben Zeit im schädlichen Raume eingeschlossen ist. Würde diese Mischung unter constantem Volumen stattfinden, so müsste die innere Wärme vor und nach der Mischung dieselbe sein; es wäre dann:

$$U_2 S + U_0 M = U(S + M).$$

Die Mischung erfolgt aber nicht unter constantem Volumen, da das vom Dampfkolben während der Admission beschriebene Volumen V und das gleichzeitig vom Kessel per Kolbenhub abströmende Dampfvolumen V_2 im Allgemeinen von einander verschieden sind. Das Gemenge $(S + M)$ erhält einerseits vom Kessel die äussere Arbeit:

$$V_2 p_2$$

mitgetheilt, und gibt andererseits durch den Kolben die äussere Arbeit:

$$V p_2$$

als Volldruckwirkung ab, vorausgesetzt, dass der Dampf nicht gedrosselt wird; also:

$$p = p_2$$

gesetzt werden kann.

Die innere Arbeit des Gemisches $(S + M)$ muss demnach um den Betrag:

$$V_2 p_2 - V p_2$$

zunehmen. Wenn wir nun ferner voraussetzen, dass durch die Wandungen Wärme weder zu- noch abgeführt wird, so gibt die Verbindung der beiden aufgestellten Beziehungen:

$$U_2 S + U_0 M + A V_2 p_2 = U(S + M) + A V p_2 . 1).$$

Nun ist aber:

$$V_0 = \mathfrak{M} v_0$$

und

$$V + V_0 = (S + \mathfrak{M}) v.$$

Daraus findet sich durch Subtraction:

$$V = (S + \mathfrak{M}) v - \mathfrak{M} v_0 \dots \dots \dots 2),$$

auch ist

$$V_2 = S v_2.$$

Setzen wir die Werthe für V und V_2 in Gleichung 1), so findet sich nach einfacher Reduction:

$$(U_2 + A p_2 v_2) S + (U_0 + A p_2 v_0) \mathfrak{M} = (U + A p v) (S + \mathfrak{M}) \dots \dots \dots 3).$$

In Gleichung 3) wollen wir die bekannten Relationen:

$$\begin{aligned} v_2 &= x_2 u_2 + \sigma \\ v_0 &= z_0 u_0 + \sigma \\ v &= y u_2 + \sigma \end{aligned}$$

und

$$\begin{aligned} U_2 &= q_2 + x_2 p_2 \\ U_0 &= q_0 + z_0 p_0 \\ U &= q_2 + y p_2 \end{aligned}$$

einsetzen; unter Beachtung der ebenfalls bekannten Relation:

$$r = \rho + A p u$$

ergibt sich dann nach S und \mathfrak{M} geordnet:

$$(x_2 - y) r_2 S = [y r_2 - z_0 r_0 + q_2 - q_0 - A z_0 (p_2 - p_0) u_0] \mathfrak{M},$$

oder in der zur ferneren Verwendung geeigneteren Form:

$$y r_2 (S + \mathfrak{M}) = x_2 r_2 S + [z_0 r_0 + q_0 - q_2 + A z_0 (p_2 - p_0) u_0] \mathfrak{M} \dots \dots \dots 4).$$

Gleichung 4) gibt uns eine Beziehung für die unbekannt specifice Dampfmenge y am Ende der Admission, welche wir sogleich verwenden werden.

b) Darstellung des Kreisprocesses.

Zu diesem Ende wollen wir die während des geschlossenen Kreisprocesses zu- und abgeführten Wärmemengen bestimmen, und deren algebraische Summe der in äussere Arbeit umgesetzten Wärme gleichstellen.

Während der Admission wird dem zur Wirkung gelangenden Kesselwasser die Wärme:

$$Q_1 = x_2 r_2 S$$

zugeführt. Am Ende der vollständig gedachten Expansion hat das Gemisch $(S + \mathfrak{M})$ die specifice Dampfmenge y_1 ; nun wollen wir aber, um die Periode des Kolbenrücklaufes zu untersuchen, S und \mathfrak{M} getrennt behandeln; das Gemisch S wird jedenfalls seinem ganzen Betrage nach von dem Kolben in den Condensator geschoben und dort condensirt. Die hiebei abgeleitete Wärme ist:

$$y_1 r_1 S.$$

Das Gemisch \mathfrak{M} wird aber nur zum Theil, und zwar so lange condensirt, bis dessen specifice Dampfmenge y_1 auf einen gewissen Betrag z_1 gefallen ist; von dieser Kolbenposition aus wird es comprimirt, so dass dessen specifice Dampfmenge am Ende der Compression wieder z_0 , wie anfänglich, geworden ist.

Die hiebei abgeführte Wärme ist:

$$(y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M},$$

daher die ganze während des Kolbenrücklaufes abgeleitete Wärme:

$$Q_2 = y_1 r_1 S + (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M}.$$

Wäre die Compression nicht vorhanden, so würde die restliche Dampfmenge $z_1 \mathfrak{M}$ auch noch condensirt; da diese nun nicht in den Condensator gelangt, so wird ein diesem Dampfgewichte gleichkommender Betrag an Wasser überschüssig und müsste eine

constante Vermehrung des Leerwassers im Cylinder veranlassen, wenn nicht durch den abströmenden Dampf jeder gebildete Uebererschuss an Wasser, das nicht durch Adhäsion an den Wandungen festgehalten wird, in den Condensator übergerissen würde.

Zur Ergänzung des geschlossenen Kreisprocesses ist nach bekannten Grundsätzen noch die Wärme:

$$Q_3 = (q_2 - q_1) S$$

zuzuführen, gleichgiltig, ob das Speisewasser die Temperatur des Condensators oder eine geringere besitzt.

Damit ist der Kreisprocess geschlossen und wir haben nun, als die in äussere Arbeit umgesetzte Wärme:

$$A L_1 = Q_1 - Q_2 + Q_3$$

oder die obigen Werthe eingesetzt:

$$A L_1 = x_2 r_2 S - y_1 r_1 S - (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M} + (q_2 - q_1) S,$$

oder nach S und \mathfrak{M} geordnet:

$$A L_1 = (x_2 r_2 - y_1 r_1 + q_2 - q_1) S - (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M}.$$

Für den ferneren Gebrauch empfiehlt sich die Form:

$$A L_1 = (x_2 r_2 + q_2 - q_1) S + z_1 r_1 \mathfrak{M} - y_1 r_1 (S + \mathfrak{M}) \dots \dots \dots 5).$$

c) Bestimmung des Effectverlustes.

Zwischen den specifischen Dampfmenngen y und y_1 einerseits, sowie z_1 und z_0 andererseits bestehen nach dem adiabatischen Gesetze die bekannten Relationen:

$$\frac{y_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{y r_2}{T_2} + \tau_2,$$

$$\frac{z_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0.$$

Diese liefern uns die fraglichen Werthe für $y_1 r_1$ und $z_1 r_1$, die in Gleichung 5) einzusetzen sind. Damit findet sich:

$$\begin{aligned} A L_1 &= [x_2 r_2 + q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1)] S + \\ &+ T_1 \left(\frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0 - \tau_2 \right) \mathfrak{M} - \frac{T_1}{T_2} y r_2 (S + \mathfrak{M}). \end{aligned}$$

Substituiren wir in dem letzten Gliede für

$$y r_2 (S + \mathfrak{M})$$

den Werth aus Gleichung 4), so findet sich schliesslich, reducirt und geordnet:

$$\begin{aligned} A L_1 &= \left[\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) x_2 r_2 + q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1) \right] S - \\ &- \left[T_1 (\tau_2 - \tau_0) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_0) \right] \mathfrak{M} - \\ &- \frac{T_1}{T_2} \left[A (p_2 - p_0) u_0 - \left(\frac{T_2}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] z_0 \mathfrak{M} \end{aligned} \dots \dots \dots 6).$$

Bezeichnen wir die Temperatur des Speisewassers mit t' und setzen allgemein:

$$t' < t_1$$

voraus, so ist die dem Kessel per Kolbenshub zugeführte Wärme:

$$Q = (x_2 r_2 + q_2 - q') S,$$

worin für eine Condensations-Maschine in der Regel:

$$q' = q_1$$

zu setzen kommt. Wenn wir mit dieser Wärmemenge Q einen vollkommenen Kreisprocess vollführt hätten, so wäre die in Arbeit umgesetzte Wärme:

$$A L = \left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) Q = \left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) (x_2 r_2 + q_2 - q') S$$

gewesen.

Der Effectverlust, der durch den schädlichen Raum und die

Unvollkommenheit des Kreisprocesses verursacht wird, stellt sich nun durch die Differenz:

$$AL - AL_1$$

dar, und man erhält für diese unter Beachtung der Relation:

$$z_0 \mathfrak{M} = x_0 \mathfrak{S}_0,$$

$$AL - AL_1 = \left[T_1(\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2}(q_2 - q_1) + \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)(q_1 - q') \right] S + \left. \begin{aligned} &+ \left[T_1(\tau_2 - \tau_0) - \frac{T_1}{T_2}(q_2 - q_0) \right] \mathfrak{M} + \\ &+ \frac{T_1}{T_2} \left[A(p_2 - p_0) u_0 - \left(\frac{T_2}{T_0} - 1\right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{S}_0 \end{aligned} \right\} 7).$$

Setzen wir der Kürze halber:

$$T_1(\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2}(q_2 - q_1) + \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)(q_1 - q') = a,$$

$$T_1(\tau_2 - \tau_0) - \frac{T_1}{T_2}(q_2 - q_0) \dots \dots \dots = b,$$

$$\frac{T_1}{T_2} \left[A(p_2 - p_0) u_0 - \left(\frac{T_2}{T_0} - 1\right) r_0 \right] \dots \dots \dots = c,$$

so schreibt sich der obige Effectverlust in der Form:

$$AL - AL_1 = aS + b\mathfrak{M} + cx_0\mathfrak{S}_0,$$

oder wegen:

$$\mathfrak{M} = \mathfrak{S} + \mathfrak{S}_0$$

auch:

$$AL - AL_1 = aS + b\mathfrak{S} + (b + cx_0)\mathfrak{S}_0 \quad .8).$$

In Gleichung 8) erscheinen sämtliche Effectverluste, die wir bisher im Auge hatten, gesondert, und zwar bedeutet:

Das erste Glied den Effectverlust durch die Unvollkommenheit des Kreisprocesses, wie ihn Dr. Zeuner darstellt, mit der Speisewassermenge S als Factor;

das zweite Glied den Effectverlust durch das Leerwasser \mathfrak{S} allein;

das dritte Glied den eigentlichen Effectverlust durch den schädlichen Raum ohne Rücksicht auf das Leerwasser, jedoch mit Einbeziehung der stattfindenden Compression.

Setzen wir ferner die durch den vollkommenen Kreisprocess in äussere Arbeit umgesetzte Wärme:

$$AL = \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right)(x_2 r_2 + q_2 - q') S = \varphi S,$$

so ist der totale Effectverlust gegenüber dem vollkommenen Kreisprocess, procentuell ausgedrückt:

$$\xi = \frac{AL - AL_1}{AL} = \frac{a}{\varphi} + \frac{b}{\varphi} \cdot \frac{\mathfrak{S}}{S} + \frac{b + cx_0}{\varphi} \cdot \frac{\mathfrak{S}_0}{S} \quad 9).$$

Für gewöhnlich erlaubt man sich, den Dampf im schädlichen Raume als trocken anzusehen; dafür ist $x_0 = 1$ und somit:

$$AL - AL_1 = aS + b\mathfrak{S} + (b + c)\mathfrak{S}_0.$$

Für eine Condensations-Maschine ist:

$$q' = q_1.$$

Damit erhalten die Constanten a und b die gleiche Bauart, wenn sie auch noch nicht identisch werden, denn es ist für:

$$t_0 > t_1, \quad a > b.$$

Ist die Compression unmerklich, so kann man:

$$q_0 = q_1$$

setzen; dann ist:

$$a = b = T_1(\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2}(q_2 - q_1),$$

$$c = \frac{T_1}{T_2} \left[A(p_2 - p_1) u_1 - \left(\frac{T_2}{T_1} - 1\right) r_1 \right]$$

und

$$AL - AL_1 = a(S + \mathfrak{S} + \mathfrak{S}_0) + cx_0\mathfrak{S}_0.$$

Da es für diesen Fall annähernd gestattet ist, das Dampfgewicht $x_0 \mathfrak{S}_0$ zu vernachlässigen, so erhält man noch einfacher:

$$AL - AL_1 = a(S + \mathfrak{S} + \mathfrak{S}_0).$$

Der gesammte Effectverlust durch den schädlichen Raum wird dann genau auf dieselbe Weise berechnet wie jener durch die Unvollkommenheit des Kreisprocesses, man hat einfach die Speisewassermenge S per Hub, das Leerwasser \mathfrak{S} und das Gemisch \mathfrak{S}_0 im schädlichen Raume zu summiren und mit dem gemeinschaftlichen Factor a zu multipliciren.

Wird die Compression im Gegentheile bis auf die Kesselspannung gesteigert, so ist für:

$$p_0 = p_2, \\ T_0 = T_2$$

und

$$q_0 = q_2, \\ \tau_0 = \tau_2$$

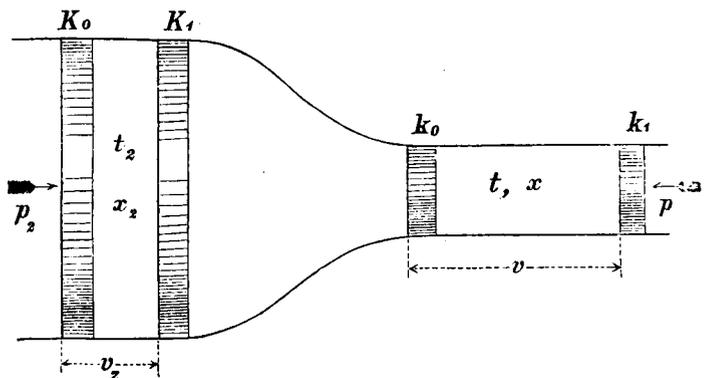
zu setzen und damit verschwinden in Gleichung 7) die durch die beiden letzten Glieder repräsentirten Effectverluste durch den schädlichen Raum insgesamt und verbleibt blos der Effectverlust durch die Unvollkommenheit des Kreisprocesses im engeren Sinne, nämlich auf die Speisewassermenge S bezogen.

II. Effectverlust durch das Drosseln allein ohne Rücksicht auf den schädlichen Raum.

a) Untersuchung der Admissions-Periode.

Wenn wir vorerst den Einfluss des schädlichen Raumes ausser Betracht lassen, so stellt sich das Drosseln des Dampfes auf seinem Wege vom Kessel in den Dampfcyliner identisch mit jenem Vorgange, der sich ergibt, wenn wir eine Dampf- und Flüssigkeitsmischung aus einem Gefässe in eine Vorlage strömen lassen, wo sie sich arbeitsverrichtend ausdehnt; es entsteht dann die Frage nach der Aenderung der specifischen Dampfmenge vom Gefässe bis zur Vorlage. Wenn bei diesem Vorgange Wärme weder zu- noch abgeführt wird, so kann eine Aenderung der innern Wärme des Dampfes auf dem genannten Wege nur dann eintreten, wenn derselbe beim Ueberströmen vom Gefässe in die Vorlage äussere Arbeit entweder aufnimmt oder abgibt. Fassen wir 1^{kg} Gemisch in's Auge, so erhält dieses im Gefässe, indem

Figur 1.



der Kolben K_0 unter constantem Drucke p_2 nach K_1 vorwärts geschoben wird, die äussere Arbeit:

$$p_2 v_2$$

mitgetheilt; dasselbe Dampfquantum gibt in der Vorlage, indem

der Kolben unter k_0 constantem Gegendrucke p nach k_1 vorrückt, die äussere Arbeit:

$$p v$$

ab. Die Differenz:

$$A p_2 v_2 - A p v$$

gibt also die Aenderung der inneren Wärme. Es besteht daher die einfache Beziehung:

$$U_2 + A p_2 v_2 = U + A p v.$$

Setzt man hierin:

$$U_2 = q_2 + x_2 \rho_2,$$

$$U = q + x \rho$$

und

$$v_2 = x_2 u_2 + \sigma,$$

$$v = x u + \sigma,$$

so findet sich unter Beachtung der Relation:

$$r = \rho + A p u$$

einfach:

$$q_2 + x_2 r_2 + A p_2 \sigma = q + x r + A p \sigma \quad . 10).$$

Hätte also die Dampfmaschine keinen schädlichen Raum, so könnte man aus Gleichung 10) leicht die spezifische Dampfmenge x des Admissionsdampfes rechnen, wenn letzterer von der Kesselspannung p_2 auf die Admissionspannung p gedrosselt wird.

b) Darstellung des Kreisprocesses.

Es wird, bevor wir den schädlichen Raum in Betracht ziehen, angezeigt sein, das obige Problem in dieser einfachen Gestalt noch weiter zu verfolgen. Das Nächstliegende ist dann die Bestimmung der äusseren Arbeit, welche der Dampfkolben während des geschlossenen Kreisprocesses auf die Kurbelwelle überträgt.

Die äussere Arbeit, welche 1^{kg} Gemisch während der Admission auf den Kolben überträgt, ist, in Wärme gemessen:

$$A L_1 = A p v.$$

Die Expansionsarbeit ist äquivalent der Abnahme an innerer Wärme, also:

$$A L_2 = U - U_1 = q + x \rho - q_1 - x_1 \rho_1.$$

Die äussere Arbeit, welche der Kolben von der Kurbelwelle während seines Rücklaufes empfängt, ist:

$$A L_3 = A p_1 v_1.$$

Die disponible Arbeit des Kolbens ist somit:

$$A L = A L_1 + A L_2 - A L_3,$$

oder hierin die obigen Werthe eingesetzt:

$$A L = q + x \rho + A p v - (q_1 + x_1 \rho_1 - A p_1 v_1).$$

Nun haben wir:

$$v = x u_1 + \sigma,$$

$$v_1 = x_1 u_1 + \sigma$$

und

$$r = \rho + A p u,$$

$$r_1 = \rho_1 + A p_1 u_1.$$

Daher schliesslich:

$$A L = x r - x_1 r_1 + q - q_1 + A (p - p_1) \sigma.$$

Dies wäre die Arbeit, welche die Kurbelwelle von dem Kolben per Schub empfängt. Ausserdem wird vom Condensator aus durch den Kolben der Speisepumpe die Arbeit:

$$p_1 \sigma$$

auf die Kurbelwelle übertragen; dagegen wird von der letzteren auf den Speisekolben die Arbeit:

$$p_2 \sigma$$

übertragen, die dazu verwendet wird, um das Speisewasser in den

Kessel zurückzuschaffen. Wir haben daher in die Aequivalenz-Beziehung zwischen Arbeit und Wärme:

$$A \Sigma L = \Sigma Q,$$

$$A \Sigma L = A L + A p_1 \sigma - A p_2 \sigma$$

zu setzen und erhalten dann die durch den totalen Kreisprocess in Arbeit verwandelte Wärme:

$$A \Sigma L = \Sigma Q = x r - x_1 r_1 + q - q_1 - A (p_2 - p) \sigma \quad . 11).$$

Verbinden wir nun die Gleichung 11) mit 10), so findet sich durch Elimination von $x r$:

$$A \Sigma L = \Sigma Q = x_2 r_2 - x_1 r_1 + q_2 - q_1 \quad . 12),$$

woraus sich wegen:

$$\Sigma Q = Q_1 - Q_2 + Q_3$$

für die während des Kreisprocesses zu- und abgeführten Wärmemengen folgende Werthe ergeben:

$$Q_1 = x_2 r_2,$$

$$Q_2 = x_1 r_1,$$

$$Q_3 = q_2 - q_1.$$

Wir ersehen hieraus, dass die Form, in welcher sich die fraglich gewesenen Wärmemengen darstellen, von dem Drosseln des Dampfes unabhängig sind. Q_1 und Q_2 sind überdies, beziehungsweise unter sonst gleichen Umständen, auch der Grösse nach gleich. Bei gleicher dem Kessel zugeführter Wärme:

$$Q = x_2 r_2 + q_2 - q_1$$

besteht also die Aenderung blos in den verschiedenen Werthen von Q_2 ; wenn gedrosselt wird, fällt nämlich die spezifische Dampfmenge x_1 am Ende der Expansion grösser aus als ohne Drosseln; dies bedingt einen höheren Werth der während des Kolbenrücklaufes abgeführten Wärmemenge Q_2 , wodurch die in Arbeit umgesetzte Wärme $A \Sigma L$ verringert wird.

c) Bestimmung des Effectverlustes.

Wir fanden als die während des geschlossenen Kreisprocesses in Arbeit umgesetzte Wärme nach Gleichung 12):

$$A \Sigma L = A L_1 = x_2 r_2 - x_1 r_1 + q_2 - q_1.$$

Zwischen den spezifischen Dampfmenngen x und x_1 am Ende der Admission und Expansion besteht die Relation:

$$\frac{x_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{x r}{T} + \tau.$$

Diese Beziehung gibt uns den Werth für $x_1 r_1$, der in Gleichung 12) einzusetzen kommt; damit wird:

$$A L_1 = x_2 r_2 - T_1 (\tau - \tau_1) + q_2 - q_1 - \frac{T_1}{T} x r.$$

Nach Gleichung 10) ist aber:

$$x r = x_2 r_2 + q_2 - q + A (p_2 - p) \sigma,$$

und damit findet sich nach entsprechender Reduction:

$$\left. \begin{aligned} A L_1 &= \left(1 - \frac{T_1}{T}\right) x_2 r_2 - T_1 (\tau - \tau_1) + \\ &+ q_2 - q_1 - \frac{T_1}{T} (q_2 - q) - \frac{T_1}{T} A (p_2 - p) \sigma \end{aligned} \right\} . 13).$$

Der disponible Effect ohne Drosseln findet sich aus Gleichung 13), wenn:

$$p = p_2, \text{ also auch } T = T_2 \text{ u. s. f.}$$

gesetzt wird, mit dem bekannten Werthe:

$$A L = \left(1 - \frac{T_1}{T_2}\right) x_2 r_2 - T_1 (\tau_2 - \tau_1) + q_2 - q_1.$$

Demnach der gesuchte Effectverlust:

$$A L - A L_1 = \frac{T_1}{2} \left[\left(1 - \frac{T}{T_1} \right) x_2 r_2 - T(\tau_2 - \tau) + q_2 - q + A(p_2 - p) \sigma \right] \quad \left. \vphantom{\frac{T_1}{2}} \right\} 14).$$

Man bemerkt, dass dieser Ausdruck verschwindet, wenn:

$p = p_2$ (wofür $T = T_1$, $q = q_2$, $\tau = \tau_2$ ist) gesetzt wird.

III. Der combinirte Einfluss des schädlichen Raumes und des Drosselns.

a) Untersuchung der Admissions-Periode.

Die Bestimmung der specifischen Dampfmenge y am Ende der Admission erfolgt auf ganz analoge Art, wie dies ohne Rücksicht auf das Drosseln ad I geschah. Die Gleichung der inneren Wärme ist nun anstatt Gleichung 1):

$$U_2 S + U_0 \mathfrak{M} + A V_2 p_2 = U(S + \mathfrak{M}) + A V p.$$

Hierin ist zu setzen:

$$V_2 = S v_2$$

und

$$V = (S + \mathfrak{M}) v - \mathfrak{M} v_0.$$

Damit findet sich:

$$(U_2 + A p_2 v_2) S + (U_0 + A p_0 v_0) \mathfrak{M} + A(p - p_0) v_0 \mathfrak{M} = (U + A p v) (S + \mathfrak{M}).$$

Unter Beachtung der Relationen:

$$\begin{aligned} v_2 &= x_2 u_2 + \sigma, \\ v_0 &= z_0 u_0 + \sigma, \\ v &= y u + \sigma, \end{aligned}$$

sowie

$$\begin{aligned} U_2 &= q_2 + x_2 p_2, \\ U_0 &= q_0 + z_0 p_0, \\ U &= q + y p \end{aligned}$$

und

$$r = \rho + A p u$$

ergibt sich schliesslich nach S und \mathfrak{M} geordnet:

$$\begin{aligned} [x_2 r_2 - y r + q_2 - q + A(p_2 - p) \sigma] S &= \\ = [y r - z_0 r_0 + q - q_0 - A(p - p_0) z_0 u_0] \mathfrak{M}, \end{aligned}$$

oder in der zur ferneren Verwendung geeigneteren Form:

$$y r (S + \mathfrak{M}) = [x_2 r_2 + q_2 - q + A(p_2 - p) \sigma] S + \left. \begin{aligned} &+ [z_0 r_0 + q_0 - q + A(p - p_0) z_0 u_0] \mathfrak{M} \end{aligned} \right\} 15).$$

Setzen wir in Gleichung 15):

$$p = p_2, \text{ wofür } q = q_2 \text{ und } r = r_2$$

wird, so reducirt sich selbe auf:

$$y r_2 (S + \mathfrak{M}) = x_2 r_2 S + [z_0 r_0 + q_0 - q_2 + A(p_2 - p_0) z_0 u_0] \mathfrak{M}.$$

Setzen wir hingegen, und zwar wieder in Gleichung 15),

$$\mathfrak{M} = 0,$$

so findet sich:

$$q + y r + A p \sigma = q_2 + x_2 r_2 + A p_2 \sigma.$$

Diese beiden speciellen Ausdrücke sind identisch mit den Gleichungen 4) und 10), welche wir ad I a und ad II a auf directem Wege entwickelt haben *).

*) Dr. Zeuner berechnet in seiner Abhandlung: „Ueber die Wirkung des Drosselns und den Einfluss des schädlichen Raumes auf die bei Dampfmaschinen verbrauchte Dampfmenge“ gleichfalls, jedoch auf anderem Wege, die specifische Dampfmenge des Admissionsdampfes. Die Gleichung III, welche sich in der genannten Abhandlung, Seite 12, „Civil-Ingenieur“, Band XXI, findet, ist, abgesehen von den etwas verschiedenen Bezeichnungen, identisch mit unserer Gleichung 15).

b) Bestimmung der disponiblen Arbeit.

Die von den Dampfkolben auf die Kurbelwelle übertragene Arbeit setzt sich aus vier Theilen zusammen und kann dem entsprechend gesetzt werden:

$$A L = A L_1 + A L_2 - A L_3 - A L_4.$$

Diese vier Arbeitswerthe haben wir nun zu bestimmen. Während der Admission durchläuft der Kolben das Volumen V unter dem constanten Drucke p ; daher ist die Admissionsarbeit, in Wärme gemessen:

$$A L_1 = A V p.$$

Die Expansionsarbeit ist äquivalent der Aenderung der inneren Wärme, also ist:

$$\begin{aligned} A L_2 &= (U - U_1) (S + \mathfrak{M}) = \\ &= (q + y p - q_1 - y_1 p_1) (S + \mathfrak{M}). \end{aligned}$$

Bei der Bestimmung der Arbeit L_3 , welche der Kolben beim Rücklauf von der Kurbelwelle empfängt, wollen wir wieder eine Trennung der Dampfmenge $y_1 (S + \mathfrak{M})$, am Ende der Expansion, vornehmen. Die Dampfmenge $y_1 S$ wird nämlich von dem Kolben gänzlich in den Condensator geschoben; hiezu ist an äusserer Arbeit:

$$v_1 p_1 S = (y_1 u_1 + \sigma) p_1 S$$

erforderlich. Hingegen wird von der Dampfmenge $y_1 \mathfrak{M}$ nur ein Theil, nämlich der Betrag:

$$(y_1 - z_1) \mathfrak{M}$$

in den Condensator geschoben und dort condensirt; die hiezu nöthige äussere Arbeit ist:

$$(y_1 - z_1) p_1 u_1 \mathfrak{M}.$$

Es ist daher in Summa:

$$A L_3 = A (y_1 u_1 + \sigma) p_1 S + A (y_1 - z_1) p_1 u_1 \mathfrak{M}.$$

Das Gemisch \mathfrak{M} mit der übrig gebliebenen Dampfmenge $z_1 \mathfrak{M}$ wird nun abgesperrt und durch den Rest des Kolbenlaufes comprimirt. Die hiebei von aussen zuzuführende Compressionsarbeit ist äquivalent der Zunahme an innerer Wärme, demnach:

$$A L_4 = (U_0 - U_1) \mathfrak{M} = (q_0 + z_0 p_0 - q_1 - z_1 p_1) \mathfrak{M}.$$

Diese vier Arbeitswerthe, in Wärme gemessen, mit ihren entsprechenden Zeichen summirt, geben die disponible Arbeit des Kolbenhubes:

$$\begin{aligned} A L &= A V p + (q + y p - q_1 - y_1 p_1) (S + \mathfrak{M}) - \\ &- A (y_1 u_1 + \sigma) p_1 S - A (y_1 - z_1) p_1 u_1 \mathfrak{M} - \\ &- (q_0 + z_0 p_0 - q_1 - z_1 p_1) \mathfrak{M}. \end{aligned}$$

Wir haben nun zunächst, analog wie ad I:

$$V_0 = (z_0 u_0 + \sigma) \mathfrak{M},$$

$$V + V_0 = (y u + \sigma) (S + \mathfrak{M}),$$

daher

$$V = (y u + \sigma) (S + \mathfrak{M}) - (z_0 u_0 + \sigma) \mathfrak{M}.$$

Setzen wir diesen Werth für V in die obige Gleichung ein, so findet sich unter Beachtung der Relation:

$$r = \rho + A p u$$

$$\begin{aligned} A L &= y r (S + \mathfrak{M}) - [y_1 r_1 + q_1 - q - A(p - p_1) \sigma] S - \\ &- [z_0 r_0 + q_0 - q + A z_0 (p - p_0) u_0 + y_1 r_1 - z_1 r_1] \mathfrak{M}, \end{aligned}$$

oder hierin für das Glied $y r (S + \mathfrak{M})$ den Werth aus Gleichung 15) substituirt und gehörig reducirt:

$$\begin{aligned} A L &= [x_2 r_2 - y_1 r_1 + q_2 - q_1 + A(p_2 - p_1) \sigma] S - \\ &- (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M}. \end{aligned}$$

Wir haben nun auch hier aus denselben Gründen, wie ad II b eingehend erörtert wurde:

$$A \Sigma L = A L + (A p_1 \sigma - A p_2 \sigma) S$$

wegen des Arbeitsprocesses der Speisepumpe zu setzen. Demnach findet sich schliesslich:

$$A \Sigma L = \Sigma Q = (x_2 r_2 - y_1 r_1 + q_2 - q_1) S - (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M}.$$

Da ferner:

$$\Sigma Q = Q_1 - Q_2 + Q_3$$

ist, so finden sich für diesen Fall die während des geschlossenen Kreisprocesses zu- und abgeführten Wärmemengen:

$$Q_1 = x_2 r_2 S,$$

$$Q_2 = y_1 r_1 S + (y_1 - z_1) r_1 \mathfrak{M}$$

und

$$Q_3 = (q_2 - q_1) S.$$

Wir hätten zwar diese Wärmemengen schon a priori in der hier entwickelten Form aufstellen und auf diese Weise weit einfacher den fraglichen Ausdruck für $A \Sigma L$ herleiten können, so wie wir dies ad I b gethan haben; doch ist der hier befolgte Weg allgemeiner und sicherer zum Ziele führend, da sich die zur Ergänzung des geschlossenen Kreisprocesses nöthige und noch zuzuführende Wärmemenge Q_3 eigentlich nicht mit Bestimmtheit im Vorhinein annehmen lässt, und erst auf dem hier befolgten Wege zu eruiren ist.

$$A L_1 = \left[\left(1 - \frac{T_1}{T} \right) (x_2 r_2 + q_2 - q_1) + q_2 - q_1 - T_1 (\tau - \tau_1) - \frac{T_1}{T} A (p_2 - p) \sigma \right] S - \left[T_1 (\tau - \tau_0) - \frac{T_1}{T} (q - q_0) \right] \mathfrak{M} - \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_0) u_0 - \left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] z_0 \mathfrak{M}.$$

Hingegen ist die disponible Arbeit des vollkommenen Kreisprocesses:

$$A L = \left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) (x_2 r_2 + q_2 - q_1) S,$$

$$A L - A L_1 = \left\{ \begin{aligned} & \left[T_1 (\tau - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_1) + \frac{T_1}{T} (q_2 - q_1) + \frac{T_1}{T} \left(1 - \frac{T}{T_2} \right) x_2 r_2 + \frac{T_1}{T} A (p_2 - p) \sigma \right] S + \\ & \left[T_1 (\tau - \tau_0) - \frac{T_1}{T} (q - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_0) u_0 - \left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] z_0 \mathfrak{M} \end{aligned} \right\} \cdot 16).$$

Der durch Gleichung 16) dargestellte Effectverlust zeigt eine ganz analoge Anordnung wie jener in Gleichung 7) ad I c, der ohne Rücksicht auf das Drosseln bestimmt wurde; bei einer Nichtcondensations-Maschine kann man auch hier ohneweiters den Effectverlust:

$$A L - A L_1 = \left\{ \begin{aligned} & \left[T_1 (\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_1) + \left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) (q_1 - q') \right] S + \\ & \frac{T_1}{T} \left[\left(1 - \frac{T}{T_2} \right) x_2 r_2 - T (\tau_2 - \tau) + q_2 - q + A (p_2 - p) \sigma \right] S + \\ & \left[T_1 (\tau - \tau_0) - \frac{T_1}{T} (q - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_0) u_0 - \left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{E}_0 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots 17).$$

Die anscheinend bedeutende Complicität dieses Ausdruckes verschwindet sofort, wenn wir beachten, dass uns die beiden ersten Glieder desselben der Form sowohl als auch der Grösse nach schon bekannt sind.

Das erste Glied stellt nämlich wieder den Effectverlust durch die Unvollkommenheit des Kreisprocesses, mit dem Speisewasser als Factor, vor.

Das zweite Glied ist nichts Anderes als der Effectverlust durch das Drosseln, genau in derselben Form und Grösse, wie wir ihn schon ad II c durch Gleichung 14) dargestellt haben.

Die beiden letzten Glieder stellen den Effectverlust durch den schädlichen Raum vor; sie zeigen sich aber hier, wo gedrosselt wird, kleiner als in Gleichung 7), wo dies nicht der Fall ist.

Wir gelangen daher zu dem Schlusse, dass der Effectverlust

Unsere letzte Gleichung wollen wir noch in die zur ferneren Verwendung besser dienliche Form:

$$A L_1 = (x_2 r_2 + q_2 - q_1) S + z_1 r_1 \mathfrak{M} - y_1 r_1 (S + \mathfrak{M}). 5)$$

bringen, in welcher sich selbe identisch mit Gleichung 5) zeigt.

c) Bestimmung des Effectverlustes.

Wir haben zunächst wieder die bekannten Relationen:

$$\frac{y_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{y r}{T} + \tau$$

und

$$\frac{z_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0$$

zu beachten; diese liefern uns die fraglichen Werthe für $y_1 r_1$ und $z_1 r_1$, die in Gleichung 5) einzusetzen sind; damit findet sich:

$$A L_1 = [x_2 r_2 + q_2 - q_1 - T_1 (\tau - \tau_1) S + T_1 \left(\frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0 - \tau \right) \mathfrak{M} - \frac{T_1}{T} y r (S + \mathfrak{M}).$$

Hierin für $y r (S + \mathfrak{M})$ den Werth aus Gleichung 15) gesetzt, gibt:

wenn wir vorläufig die Temperatur des Speisewassers gleich der Condensator-Temperatur setzen.

Der totale Effectverlust ist somit:

$$\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) (q_1 - q') S$$

zur Vervollständigung zufügen.

Gleichung 16) lässt sich übrigens leicht in die folgende Form bringen, in welcher die Effectverluste mehr getrennt erscheinen:

durch den schädlichen Raum nicht nur durch die Compression, sondern auch durch das Drosseln verringert wird.

Ohne Drosseln hatten wir den Effectverlust durch den schädlichen Raum nach Gleichung 7):

$$W = \left[T_1 (\tau_2 - \tau_0) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T_2} \left[A (p_2 - p_0) u_0 - \left(\frac{T_2}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{E}_0.$$

Mit Drosseln ist:

$$W_1 = \left[T_1 (\tau - \tau_0) - \frac{T_1}{T} (q - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_0) u_0 - \left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{E}_0.$$

Als Differenz findet sich:

$$W - W_1 = \left[T_1 (\tau_2 - \tau) + \frac{T_1}{T} (q - q_0) \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T} \left[\frac{T}{T_2} A (p_2 - p_0) u_0 - A (p - p_0) u_0 - \left(1 - \frac{T}{T_1} \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{S}_0,$$

welche eigentlich von dem Effectverluste durch das Drosseln in Abzug gebracht werden sollte; für diesen Fall wäre dann der Effectverlust durch den schädlichen Raum nach Gleichung 7) zu berechnen.

IV. Numerische Bestimmung der ad III dargestellten Effectverluste.

Betrachten wir als speciellen Fall, der uns alle einschlägigen Verhältnisse zu beurtheilen gestattet, eine Condensations-Maschine und setzen wir für selbe:

- Die Kesselspannung $p_2 = 6$ Atmosphären
- „ Admissions-Spannung . . $p = 4$ „
- „ Condensator-Spannung . $p_1 = 0.2$ „
- „ Maximal-Compression . . $p_0 = 1$ „

Zur Erleichterung der Uebersicht habe ich die Werthe der auf diesen Fall bezüglichen Hilfsgrößen, die aus Dr. Zeuner's Dampftabellen entnommen sind, in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

	p in Atm.	p in Kilogr.	t	T	q	τ	r	u
p_2	6	62.004	159.22	432.22	160.938	0.46392	494.124	0.3054
p	4	41.336	144.00	417.00	145.310	0.42711	505.110	0.4474
p_1	0.2	2.067	60.45	333.45	60.589	0.20046	564.348	7.5421
p_0	1	10.334	100.00	373.00	100.500	0.31356	536.500	1.6494

Zum Behufe einer bequemen Controle füge ich noch die numerischen Werthe für folgende in den einzelnen Factoren vorkommenden Glieder und Verhältnisszahlen bei:

- $\frac{T_1}{T_2} = 0.77148$
- $\frac{T_1}{T} = 0.79964$
- $\frac{T_2}{T_0} = 1.15877$
- $\frac{T}{T_2} = 0.96479$
- $\frac{T}{T_0} = 1.11796$
- $\frac{T_2}{T_1} = 1.29621$
- $\frac{T}{T_1} = 1.25057$
- $T_1 (\tau_2 - \tau_1) = 87.851$
- $T_1 (\tau - \tau_1) = 75.576$
- $T_1 (\tau_2 - \tau_0) = 50.137$
- $T_1 (\tau - \tau_0) = 37.863$
- $T (\tau_2 - \tau) = 15.350$
- $T_1 (\tau_2 - \tau) = 12.274$
- $\left(\frac{T_2}{T_0} - 1 \right) r_0 = 85.180$
- $\left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 = 63.285$
- $\left(1 - \frac{T}{T_1} \right) r_0 = 18.890$
- $\left(\frac{T_2}{T_1} - 1 \right) r_1 = 167.165$
- $\left(\frac{T}{T_1} - 1 \right) r_1 = 141.408$
- $\left(1 - \frac{T}{T_1} \right) r_2 = 17.398$
- $\frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_1) = 77.417$
- $\frac{T_1}{T} (q - q_1) = 67.746$
- $\frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_0) = 46.627$
- $\frac{T_1}{T} (q - q_0) = 35.832$
- $A (p_2 - p_0) u_0 = 201.001$
- $A (p - p_0) u_0 = 120.601$
- $A (p_2 - p_1) u_1 = 1066.162$
- $A (p - p_1) u_1 = 698.520$
- $A (p_2 - p) \sigma = 0.049.$

Die dem Kessel per Kolbenschub zugeführte Wärme ist:

$$Q = (x_2 r_2 + q_2 - q_1) S = 594.473 S . . \text{Cal.}$$

Die disponible Arbeit des vollkommenen Kreisprocesses ist, in Wärme gemessen:

$$AL = \left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) Q = 135.849 S . . . \text{Cal.}$$

Der Kesseldampf wurde hiebei als trocken vorausgesetzt, also:

$$x_2 = 1$$

gesetzt.

Die einzelnen Effectverluste stellen sich nun wie folgt:

1. Effectverlust durch die Unvollkommenheit des Kreisprocesses:

$$\left[T_1 (\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_1) \right] S = 10.434 S,$$

oder procentuell ausgedrückt:

$$\xi_1 = \frac{10.434 S}{135.849 S} = 0.0768.$$

Derselbe beträgt also circa 7 1/2 Percent vom disponiblen Effect des vollkommenen Kreisprocesses.

2. Effectverlust durch das Drosseln ohne Rücksicht auf den schädlichen Raum:

$$\frac{T_1}{T} \left[\left(1 - \frac{T}{T_2} \right) x_2 r_2 - T (\tau_2 - \tau) + q_2 - q + A (p_2 - p) \sigma \right] S = 14.173 S$$

und

$$\xi_2 = \frac{14.173 S}{135.849 S} = 0.1043.$$

Derselbe beträgt also circa 10 1/2 Percent vom disponiblen Effect des vollkommenen Kreisprocesses.

3. Effectverlust durch den schädlichen Raum, wenn nicht gedrosselt wird:

$$\left[T_1 (\tau_2 - \tau_0) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_0) \right] \mathfrak{M} + \frac{T_1}{T_2} \left[A (p_2 - p_0) u_0 - \left(\frac{T_2}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{S}_0 = 3.510 \mathfrak{M} + 89.353 x_0 \mathfrak{S}_0,$$

oder

$$x_0 = 1$$

und

$$\mathfrak{M} = \mathfrak{S} + \mathfrak{S}_0$$

gesetzt, auch:

$$= 3.510 \mathfrak{S} + 92.863 \mathfrak{S}_0,$$

somit im Verhältniss zum disponiblen Effect:

$$\xi_3 = \frac{3.510}{135.849} \cdot \frac{\mathfrak{S}}{S} + \frac{92.863}{135.849} \cdot \frac{\mathfrak{S}_0}{S}.$$

Setzen wir beispielsweise:

$$\frac{\mathfrak{S}}{S} = 3$$

und

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = 0.05$$

so findet sich:

$$\xi_3 = 0.0258 \frac{\mathfrak{S}}{S} + 0.6835 \frac{\mathfrak{S}_0}{S} = 0.0774 + 0.0342 = 0.1116.$$

Wir finden daher den Gesamtverlust durch den schädlichen Raum zu circa 11 Percent vom disponiblen Effect des vollkommenen Kreisprocesses; an diesem ist das Leerwasser mit circa

7½ Percent und der Dampf im schädlichen Raume mit circa 3½ Percent theilhaftig.

4. Effectverlust durch den schädlichen Raum, wenn gedrosselt wird:

$$\begin{aligned} & \left[T_1 (\tau - \tau_0) - \frac{T_1}{T} (q - q_0) \right] \mathfrak{M} + \\ & + \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_0) u_0 - \left(\frac{T}{T_0} - 1 \right) r_0 \right] x_0 \mathfrak{E}_0 = \\ & = 2 \cdot 031 \mathfrak{M} + 45 \cdot 832 x_0 \mathfrak{E}_0 = 2 \cdot 031 \mathfrak{E} + 47 \cdot 863 \mathfrak{E}_0 \end{aligned}$$

für

$$x_0 = 1,$$

oder im Verhältniss zum disponiblen Effect:

$$\begin{aligned} \xi_s &= \frac{2 \cdot 031}{135 \cdot 849} \cdot \frac{\mathfrak{E}}{S} + \frac{47 \cdot 863}{135 \cdot 849} \cdot \frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \\ &= 0 \cdot 0150 \cdot \frac{\mathfrak{E}}{S} + 0 \cdot 3524 \cdot \frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \\ &= 0 \cdot 0450 + 0 \cdot 0176 = 0 \cdot 0626, \end{aligned}$$

wenn wir hier abermals:

$$\frac{\mathfrak{E}}{S} = 3$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0 \cdot 05$$

setzen. In Folge des Drosselns stellt sich also der Gesamtverlust durch den schädlichen Raum unter sonst gleichen Umständen um circa 5 Percent niedriger als in dem Falle (ad 3), wo nicht gedrosselt wird. Dagegen entsteht durch das Drosseln (ad 2) ein Effectverlust von circa 10½ Percent. Es zeigt sich daher, dass im Ganzen genommen mit dem Drosseln noch immer ein Effectverlust von circa 5½ Percent verbunden ist.

5. Effectverlust durch den schädlichen Raum ohne Drosseln und ohne Compression:

$$\begin{aligned} & \left[T_1 (\tau_2 - \tau_1) - \frac{T_1}{T_2} (q_2 - q_1) \right] \mathfrak{M} + \\ & + \frac{T_1}{T_2} \left[A (p_2 - p_1) u_1 - \left(\frac{T_1}{T_2} - 1 \right) r_1 \right] x_0 \mathfrak{E}_0 = \\ & = 10 \cdot 434 \mathfrak{M} + 693 \cdot 558 x_0 \mathfrak{E}_0 = 10 \cdot 434 \mathfrak{E} + 703 \cdot 992 \mathfrak{E}_0. \end{aligned}$$

Hieraus folgt:

$$\begin{aligned} \xi_s &= \frac{10 \cdot 434}{135 \cdot 849} \frac{\mathfrak{E}}{S} + \frac{703 \cdot 992}{135 \cdot 849} \frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \\ &= 0 \cdot 0768 \frac{\mathfrak{E}}{S} + 5 \cdot 1822 \frac{\mathfrak{E}_0}{S}. \end{aligned}$$

Setzen wir hierin wieder:

$$\frac{\mathfrak{E}}{S} = 3,$$

dagegen

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0 \cdot 01,$$

so ergibt sich:

$$\xi_s = 0 \cdot 2304 + 0 \cdot 0518 = 0 \cdot 2822.$$

Der Gesamtverlust durch den schädlichen Raum stellt sich daher ohne Compression und ohne Drosseln auf circa 28 Percent vom disponiblen Effect des vollkommenen Kreisprocesses; an diesem Effectverlust ist das Leerwasser mit 23 Percent und der Dampf im schädlichen Raume mit circa 5 Percent theilhaftig. Hieraus erhellt, wie bedeutend der Effectverlust durch den schädlichen Raum werden kann, wenn er weder durch Compression noch durch Drosseln theilweise vermindert wird. Auch zeigt sich, dass schon

durch die Compression von 0·2 auf 1 Atmosphäre der Effectverlust durch den schädlichen Raum von 28 Percent auf 11 Percent reducirt wird.

6. Effectverlust durch den schädlichen Raum ohne Compression, wenn gedrosselt wird:

$$\begin{aligned} & \left[T_1 (\tau - \tau_1) - \frac{T_1}{T} (q - q_1) \right] \mathfrak{M} + \\ & + \frac{T_1}{T} \left[A (p - p_1) u_1 - \left(\frac{T}{T_1} - 1 \right) r_1 \right] x_0 \mathfrak{E}_0 = \\ & = 7 \cdot 830 \mathfrak{M} + 445 \cdot 489 x_0 \mathfrak{E}_0 = 7 \cdot 830 \mathfrak{E} + 453 \cdot 319 \mathfrak{E}_0. \end{aligned}$$

Daher:

$$\begin{aligned} \xi_s &= \frac{7 \cdot 830}{135 \cdot 849} \frac{\mathfrak{E}}{S} + \frac{453 \cdot 319}{135 \cdot 849} \cdot \frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \\ &= 0 \cdot 0576 \frac{\mathfrak{E}}{S} + 3 \cdot 3369 \frac{\mathfrak{E}_0}{S}. \end{aligned}$$

Setzen wir auch hier:

$$\frac{\mathfrak{E}}{S} = 3$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0 \cdot 01,$$

so findet sich damit:

$$\xi_s = 0 \cdot 1728 + 0 \cdot 0337 = 0 \cdot 2065.$$

Der Effectverlust durch den schädlichen Raum wird also durch das Drosseln zwar vermindert (gegen ad 5 um circa 7½ Percent), jedoch nicht bis zu dem Betrage jenes Effectverlustes, der durch das Drosseln selbst veranlasst wird (nach ad 2 10½ Percent).

Man erkennt auch leicht, dass der schädliche Einfluss des Drosselns um so mehr hervortritt, je höher die Compression gesteigert wird.

V. Ueber die Beseitigung des Effectverlustes durch den schädlichen Raum mittelst der Compression.

Obwohl die Lösung dieses Problems, unter Voraussetzung der Richtigkeit meiner Hypothese, schon in den oben angegebenen Gleichungen enthalten ist, dürfte es doch nicht überflüssig sein, hieran noch folgende allgemeine Bemerkungen zu knüpfen.

Beim vollkommenen Kreisprocess der idealen Dampfmaschine muss die Zurückführung des die Wärme vermittelnden Körpers in seinen Anfangszustand mittelst zweier isothermischen und zweier adiabatischen Linien erfolgen. Hier sind nun zunächst zwei Fälle zu unterscheiden. Entweder wir betrachten als Anfangszustand das bis auf die Admissions-Temperatur vorgewärmte Wasser: mit diesem hätten wir dann in einem und demselben Gefässe, dem Dampfeylinder, sämtliche Zustandsänderungen, die den oben bezeichneten Linien entsprechen, vorzunehmen und gleichzeitig die zur Ausführung dieser Prozesse nöthigen Wärmequantitäten zu- und abzuführen.

Die letztgenannten Wärmemengen sind aber so beträchtlich, dass deren Zu- und Abführung durch die Cylinderwandungen nicht durchführbar ist und noch weniger ist dieser Vorgang, wie dies gleichfalls nöthig wäre, alternirend zu bewerkstelligen. Hierzu bedürfen wir besonderer Gefässe mit ausgedehnten Heizflächen (Kesselapparat) und Kühlflächen (Oberflächen-Condensator), die mit dem Dampfeylinder selbst intermittirend in Verbindung zu treten haben. Ganz abgesehen hievon wäre es überdies kaum möglich, die Compression der Dampf- und Flüssigkeitsmischung zu Wasser

durch den Dampfkolben im Cylinder selbst zu bewerkstelligen. Wir müssen uns daher mit dem minder vollkommenen Kreisprocess begnügen, der dadurch entsteht, dass wir die untere adiabatische Linie (die Compressions-Curve) durch eine Verlängerung der unteren isothermischen Linie ersetzen und schliesslich den vollständig condensirten Dampf (das Speisewasser) von der Temperatur des Condensators auf die Admissions-Temperatur bei constantem Volumen erwärmen.

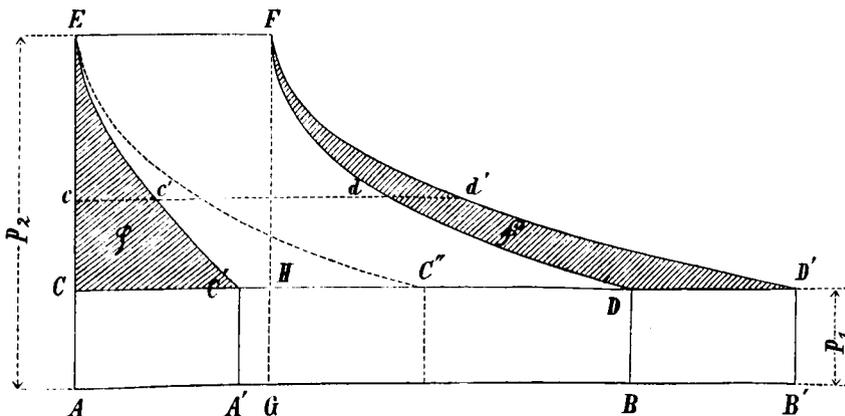
Als zweiten Fall können wir uns als Anfangszustand des die Wärme vermittelnden Körpers den bereits gebildeten Admissionsdampf denken. Diesen hätten wir am Ende der Expansion wieder auf den Anfangszustand durch Compression ohne Wärmezu- oder Abführung zu bringen. Bei diesem Process verschwinden aber die beiden isothermischen Linien und die beiden adiabatischen, nämlich die Expansions- und Compressions-Curve fallen zusammen. Der Kreisprocess ist in der Art zwar ein vollkommener, allein er ist diesmal völlig unbrauchbar, weil damit keine Wärme in Arbeit umgesetzt wird.

Die bisherigen Betrachtungen beziehen sich auf Verhältnisse, die von unseren Autoren über mechanische Wärmetheorie schon längst klargelegt wurden; die Erinnerung an selbe setzt uns jedoch leichter in die Lage, den besonderen Kreisprocess, welchen das im schädlichen Raume eingeschlossene Dampf- und Wassergemisch vollführt, genauer präcisiren zu können. Wir verlangen nämlich von dem Gemisch \mathfrak{M} keineswegs, dass es den Kreisprocess des Speisewassers S in gleicher Weise mitmache; weil wir nur von dem letzteren einen Umsatz von Wärme in Arbeit erwarten oder vielmehr benöthigen. Was das Gemisch \mathfrak{M} anbelangt, so genügt es uns vollkommen, wenn dieses den zweitgenannten Process durchläuft, wobei zwar keine Arbeit producirt wird, aber auch kein Effectverlust stattfindet.

Wir haben daher zunächst zu untersuchen, ob der Kreisprocess des Gemisches \mathfrak{M} , für sich allein betrachtet, derart beschaffen ist, dass dessen Expansions- und Compressions-Curve zusammen fallen.

Die letztere Curve bedarf keiner besonderen Untersuchung da das Gemisch für sich comprimirt wird. Blos die Expansions-Curve des Gemisches \mathfrak{M} ist uns noch unbekannt, da wir bisher immer das vereinigte Gemisch ($S + \mathfrak{M}$) uns expandirend gedacht haben.

Figur 2.



In der beistehenden Figur bedeutet:

- $FD \dots$ die Expansions-Curve des Gemisches S ,
- $FD' \dots$ " " " " ($S + \mathfrak{M}$),
- $EC' \dots$ " " " " \mathfrak{M} .

Setzen wir ferner:

$$\begin{aligned} \text{Fläche } CDEF &= F, \\ \text{" } DD'F &= f, \\ \text{" } CC'E &= \varphi. \end{aligned}$$

Lassen wir nun den unvollkommenen Kreisprocess der Dampfmaschine, einerseits durch das Gemisch ($S + \mathfrak{M}$) vereinigt, andererseits durch die Gemische S und \mathfrak{M} von einander getrennt vollführen, und sehen wir, was in beiden Fällen an äusserer Arbeit gewonnen wird.

Die bezüglichen Arbeiten sind einfach folgende:

$$\text{Durch das Gemisch } (S + \mathfrak{M}) \text{ vereinigt} \dots L = F + f,$$

$$\text{" " " } S + \mathfrak{M} \text{ getrennt} \dots L' = F + \varphi.$$

Wenn wir nun, was später geschehen soll, nachweisen, dass:

$$f = \varphi$$

ist, so ist damit auch:

$$L = L',$$

d. h. es ist bezüglich der quantitativen Bestimmung der bei dem gewöhnlichen (unvollkommenen) Kreisprocess der Dampfmaschine in Arbeit umgesetzten Wärme gleichgiltig, ob wir die Expansion der Gemische S und \mathfrak{M} getrennt oder vereinigt behandeln. Sobald aber die Expansion der Gemische S und \mathfrak{M} getrennt erlaubt ist, so erkennen wir sofort, dass zwischen S und \mathfrak{M} ein principiell wesentlicher Unterschied besteht.

Das Gemisch S dürfen wir nämlich nicht auf seiner Expansions-Linie DF comprimiren, weil sonst keine Arbeit gewonnen wird. Auf seiner Compressions-Linie $C'E$ können wir S auch nicht comprimiren, und zwar wegen der oben erörterten technischen Schwierigkeiten. Es bleiben uns daher bezüglich S blos die Linien CD und CE zur Zurückführung in den Initial-Zustand zur Verfügung und diese beiden bedingen eben den unvollkommenen Kreisprocess.

Hinsichtlich des Gemisches \mathfrak{M} stehen uns aber zwei Grenzfälle und dazwischen eine unendliche Anzahl anderer specieller Fälle zur Disposition.

Der eine Grenzfall ist der, dass wir das Gemisch \mathfrak{M} , für sich allein betrachtet, gleichfalls den unvollkommenen Kreisprocess vollführen lassen; es expandirt hienach auf der Linie EC' , wird auf der Linie $C'C$ unter constantem Druck, also unter Wärmeabführung, bis auf einen geringfügigen Rest (dem Dampfgewicht \mathfrak{S}_0) zu Wasser comprimirt und schliesslich auf der Linie CE von der Condensator-Temperatur auf die Admissions-Temperatur erwärmt. Hiebei gewinnen wir allerdings die äussere Arbeit:

$$CC'E = \varphi,$$

müssen aber dafür der Wassermenge \mathfrak{S} die Wärme:

$$\mathfrak{S} (q - q_1)$$

zuführen. Dieser Vorgang entspricht wieder dem unvollkommenen Kreisprocess; der einzige Unterschied, der sich zeigt, ist, dass das Gemisch \mathfrak{M} keine Volldruck-Periode besitzt, da es zu Beginn der Expansion den schädlichen Raum erfüllt, also vordem zur Bewegung des Dampfkolbens nichts beiträgt.

Der zweitmögliche Grenzfall besteht darin, dass wir das Gemisch \mathfrak{M} auf der Linie $C'E$, auf der es expandirte, wieder comprimiren.

Die beiden isothermischen Linien, deren Herstellung beim vollkommenen Kreisprocess so grosse technische Schwierigkeit bereitet, fallen auf diese Art hinweg; die bei der Expansion des Gemisches \mathfrak{M} gewonnene äussere Arbeit $AA'C'E$ geht jetzt

allerdings verloren, da sie wieder auf Compression verwendet wird; hingegen brauchen wir aber dem Gemisch \mathfrak{M} während der Admission keine Wärme zuzuführen, weil selbes durch die Compressions-Arbeit wieder auf die Admissions-Temperatur gebracht wird. Wir gewinnen auf diese Weise durch den Kreisprocess des Gemischtes \mathfrak{M} keine äussere Arbeit, haben aber auch keine Effectverluste durch selbes und das ist es gerade, was anzustreben war.

Wir haben nun den Nachweis zu führen, dass

$$f = \varphi \text{ ist.}$$

Bestimmen wir zunächst f ; es ist:

$$\begin{aligned} \text{Fläche } D'FH &= \text{Fläche } B'D'FG - \text{Fläche } B'D'GH = \\ &= (U - U_1) (S + \mathfrak{M}) - A (V_1 - V) p_1, \end{aligned}$$

oder wegen:

$$V_1 = (S + \mathfrak{M}) v_1$$

und

$$V = (S + \mathfrak{M}) v$$

auch:

$$\text{Fläche } D'FH = [U - U_1 - A (v_1 - v) p_1] (S + \mathfrak{M}).$$

Nun ist:

$$U = q_2 + y p_2,$$

$$U_1 = q_1 + y_1 p_1$$

und

$$v = y u_2 + \sigma,$$

$$v_1 = y_1 u_1 + \sigma.$$

Damit findet sich unter Beachtung der Relation:

$$r = \rho + A p u$$

Fläche

$$D'FH = [y r_2 - y_1 r_1 + q_2 - q_1 - A y (p_2 - p_1) u_2] (S + \mathfrak{M}).$$

Hierin ist zu setzen:

$$\frac{y_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{y r_2}{T_2} + \tau_2$$

und

$$y (S + \mathfrak{M}) = x_2 (S + \mathfrak{E}_0).$$

Damit findet sich schliesslich:

$$\begin{aligned} \text{Fläche } D'FH &= x_2 \left[\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) r_2 - A (p_2 - p_1) u_2 \right] (S + \mathfrak{E}_0) + \\ &+ [q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1)] (S + \mathfrak{M}). \end{aligned}$$

Hieraus ergibt sich für:

$$\mathfrak{E}_0 = 0 \text{ und } \mathfrak{M} = 0$$

$$\begin{aligned} \text{Fläche } DFH &= x_2 \left[\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) r_2 - A (p_2 - p_1) u_2 \right] S + \\ &+ [q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1)] S. \end{aligned}$$

Die Differenz der Flächen $D'FH$ und DFH liefert:

$$\begin{aligned} f &= x_2 \left[\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) r_2 - A (p_2 - p_1) u_2 \right] \mathfrak{E}_0 + \\ &+ [q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1)] \mathfrak{M}. \end{aligned}$$

Ferner ist:

$$\varphi = (U_0 - U_1) \mathfrak{M} - A (V_1 - V_0) p_1,$$

oder weil:

$$V_1 = \mathfrak{M} v_1$$

und

$$V_0 = \mathfrak{M} v_0$$

$$\varphi = [U_0 - U_1 - A (v_1 - v_0) p_1] \mathfrak{M}.$$

Nun ist:

$$U_0 = q_2 + z_0 p_2,$$

$$U_1 = q_1 + z_1 p_1$$

und

$$v_0 = z_0 u_2 + \sigma,$$

$$v_1 = z_1 u_1 + \sigma,$$

$$\varphi = [q_2 - q_1 + z_0 r_2 - z_1 r_1 - A z_0 (p_2 - p_1) u_2] \mathfrak{M}.$$

Setzen wir hierin:

$$\frac{z_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{z_0 r_2}{T_2} + \tau_2$$

und

$$z_0 \mathfrak{M}_2 = x_2 \mathfrak{E}_0,$$

so findet sich diesmal direct:

$$\begin{aligned} \varphi &= x_2 \left[\left(1 - \frac{T_1}{T_2} \right) r_2 - A (p_2 - p_1) u_2 \right] \mathfrak{E}_0 + \\ &+ [q_2 - q_1 - T_1 (\tau_2 - \tau_1)] \mathfrak{M}, \end{aligned}$$

also ist thatsächlich:

$$f = \varphi.$$

VI. Bestimmung des Verhältnisses $\frac{\mathfrak{E}_0}{S}$ und der specifischen Dampfmenge x am Ende der Admission.

Das Verhältniss $\frac{\mathfrak{E}_0}{S}$ hängt unter sonst gleichen Umständen offenbar von der Grösse der Compression ab. Es ist, wie bereits bekannt:

$$V_0 = (z_0 u_0 + \sigma) \mathfrak{M}$$

und

$$V + V_0 = (y u + \sigma) (S + \mathfrak{M}),$$

oder die Glieder mit σ vernachlässigt, einfacher:

$$V_0 = z_0 u_0 \mathfrak{M}$$

und

$$V + V_0 = y u (S + \mathfrak{M}).$$

Den gewählten Bezeichnungen entsprechend ist aber:

$$z_0 \mathfrak{M} = x_0 \mathfrak{E}_0$$

und

$$y (S + \mathfrak{M}) = x (S + \mathfrak{E}_0).$$

Daher auch:

$$V_0 = x_0 u_0 \mathfrak{E}_0$$

und

$$V + V_0 = x u (S + \mathfrak{E}_0).$$

Diese beiden Relationen verbunden, geben:

$$\frac{x u}{x_0 u_0} \cdot \frac{S + \mathfrak{E}_0}{\mathfrak{E}_0} = 1 + \frac{V}{V_0}.$$

Bezeichnen wir das Volumen des Cylinders mit \mathfrak{B} und setzen wir:

$$\frac{V}{\mathfrak{B}} = \varepsilon \text{ (Füllungsgrad)}$$

und

$$\frac{V_0}{\mathfrak{B}} = k,$$

so ist

$$\frac{V}{V_0} = \frac{V}{\mathfrak{B}} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V_0} = \frac{\varepsilon}{k}.$$

Somit schreibt sich die letzte Gleichung auch:

$$\frac{x u}{x_0 u_0} = \left(1 + \frac{\varepsilon}{k} \right) \frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} \dots \dots \dots (18).$$

Die Gleichung gibt uns die eine Beziehung zwischen der unbekanntem specifischen Dampfmenge x am Ende der Admission und dem gleichfalls unbekanntem Verhältniss $\frac{\mathfrak{E}_0}{S}$.

Eine zweite Beziehung zwischen denselben Grössen liefert die Gleichung 15), welche mit Vernachlässigung des Gliedes mit σ lautet:

$$\begin{aligned} y r (S + \mathfrak{M}) &= (x_2 r_2 + q_2 - q_1) S + \\ &+ [z_0 r_0 + q_0 - q_1 + A (p - p_0) z_0 u_0] \mathfrak{M}. \end{aligned}$$

Führen wir auch in diese die Relationen:

$$\begin{aligned} M &= \mathfrak{E} + \mathfrak{E}_0, \\ z_0 M &= x_0 \mathfrak{E}_0 \end{aligned}$$

und

$$y (S + M) = x (S + \mathfrak{E}_0)$$

ein, so findet sich:

$$x r \left(1 + \frac{\mathfrak{E}_0}{S}\right) = x_2 r_2 + q_2 - q - (q - q_0) \frac{\mathfrak{E}_0}{S} + \left. \begin{aligned} &+ [x_0 r_0 + q_0 - q + A(p - p_0) x_0 u_0] \frac{\mathfrak{E}_0}{S} \end{aligned} \right\} . 19).$$

Aus den Gleichungen 18) und 19) können wir die eine Unbekannte x eliminiren und finden sodann allgemein:

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \frac{x_2 r_2 + q_2 - q - (q - q_0) \frac{\mathfrak{E}_0}{S}}{x_0 u_0 \left[\left(1 + \frac{\varepsilon}{k}\right) \frac{r}{u} - A(p - p_0) \right] - (x_0 r_0 + q_0 - q)} \quad 20).$$

Ferner gibt Gleichung 18) die specielle Dampfmenge x zu:

$$\frac{x}{x_0} = \left(1 + \frac{\varepsilon}{k}\right) \frac{u_0}{u} \cdot \frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} \dots 21).$$

Aus den Relationen:

$$V_0 = x_0 u_0 \mathfrak{E}_0$$

und

$$V + V_0 = x u (S + \mathfrak{E}_0)$$

folgen die weitem Unbekannten:

$$\mathfrak{E}_0 = \frac{V_0}{x_0 u_0} = \frac{\mathfrak{B}}{x_0 u_0} \cdot \frac{V_0}{\mathfrak{B}} = \frac{k}{x_0 u_0} \cdot \mathfrak{B} \dots 22),$$

$$S = \frac{V + V_0}{\left(1 + \frac{\mathfrak{E}_0}{S}\right) x u} = \frac{\varepsilon + k}{\left(1 + \frac{\mathfrak{E}_0}{S}\right) x u} \cdot \mathfrak{B} \dots 23).$$

Als specielles Beispiel wollen wir die ad IV gebrauchten Daten wieder in Verwendung bringen und uns überdies vorstellen, dass bei einer und derselben Maschine in den zu behandelnden fünf Fällen die Absperrung des Dampfes immer an der gleichen Stelle erfolge. Unter dieser Annahme sind das Cylinder-Volumen \mathfrak{B} , das Volumen V_0 des schädlichen Raumes und das vom Kolben während der Admission beschriebene Volumen V , daher auch die Verhältnisszahlen ε und k constante Grössen. Zur leichtern Berechnung dienen noch folgende Hilferwerthe:

$$\frac{u_0}{u} = 3.6866; \quad A(p - p_0) = 73.118;$$

$$\frac{u_0}{u_2} = 5.4008; \quad A(p_2 - p_0) = 121.863;$$

$$\frac{u_1}{u} = 16.8576; \quad A(p - p_1) = 92.616;$$

$$\frac{u_1}{u_2} = 24.6958; \quad A(p_2 - p_1) = 141.362;$$

$$\frac{r}{u} = 1128.990;$$

$$\frac{r_2}{u_2} = 1617.957.$$

Wir finden nun für $\varepsilon = 0.1$ und $k = 0.05$:

1. Mit Drosseln und mit Compression, aus Gleichung 20):

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \frac{375.322}{5465.867 - 491.690} = 0.07545$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} = 0.07016.$$

2. Ohne Drosseln mit Compression:

$$\begin{aligned} \frac{\mathfrak{E}_0}{S} &= \frac{x_2 r_2 - (q_2 - q_0) \frac{\mathfrak{E}_0}{S}}{x_0 u_0 \left[\left(1 + \frac{\varepsilon}{k}\right) \frac{r_2}{u_2} - A(p_2 - p_0) \right] - (x_0 r_0 + q_0 - q_2)} \\ &= \frac{312.810}{7804.974 - 476.062'} \end{aligned}$$

oder

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0.04268$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} = 0.04093.$$

3. Mit Drosseln ohne Compression:

$$\begin{aligned} \frac{\mathfrak{E}_0}{S} &= \frac{x_2 r_2 + q_2 - q - (q - q_1) \frac{\mathfrak{E}_0}{S}}{x_0 u_1 \left[\left(1 + \frac{\varepsilon}{k}\right) \frac{r}{u} - A(p - p_1) \right] - (x_0 r_1 + q_1 - q)} \\ &= \frac{255.589}{24846.347 - 479.627'} \end{aligned}$$

oder

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0.01049$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} = 0.01038.$$

4. Ohne Drosseln und ohne Compression:

$$\begin{aligned} \frac{\mathfrak{E}_0}{S} &= \frac{x_2 r_2 - (q_2 - q_1) \frac{\mathfrak{E}_0}{S}}{x_0 u_1 \left[\left(1 + \frac{\varepsilon}{k}\right) \frac{r_2}{u_2} - A(p_2 - p_1) \right] - (x_0 r_1 + q_1 - q_2)} \\ &= \frac{193.077}{31542.214 - 463.999'} \end{aligned}$$

oder

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = 0.00621$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} = 0.00617.$$

5. Ohne Drosseln mit vollständiger Compression (bis auf die Kesselspannung p_2):

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S} = \frac{k}{\varepsilon} = 0.5$$

und

$$\frac{\mathfrak{E}_0}{S + \mathfrak{E}_0} = \frac{k}{\varepsilon + k} = \frac{1}{3}$$

Mit Rücksicht auf die in den betrachteten fünf Fällen gefundenen Werthe für das Verhältniss $\frac{\mathfrak{E}_0}{S}$ findet sich aus den Gleichungen 21), 22) und 23) mit den zur Unterscheidung dienlichen Indices versehen:

$$\begin{aligned} x_1 &= 0.7759; \quad S_1 = 0.4017 \mathfrak{B}; \quad (\mathfrak{E}_0)_1 = 0.0303 \mathfrak{B} \quad \left. \begin{aligned} &\} \text{ mit} \\ &\} \text{ Compression.} \end{aligned} \right. \\ x_2 &= 0.6631; \quad S_2 = 0.7102 \mathfrak{B}; \quad (\mathfrak{E}_0)_2 = 0.0303 \mathfrak{B} \\ x_3 &= 0.5249; \quad S_3 = 0.6320 \mathfrak{B}; \quad (\mathfrak{E}_0)_3 = 0.0066 \mathfrak{B} \quad \left. \begin{aligned} &\} \text{ ohne} \\ &\} \text{ Compression.} \end{aligned} \right. \\ x_4 &= 0.4571; \quad S_4 = 1.0670 \mathfrak{B}; \quad (\mathfrak{E}_0)_4 = 0.0066 \mathfrak{B} \\ x_5 &= 1.0000; \quad S_5 = 0.4912 \mathfrak{B}; \quad (\mathfrak{E}_0)_5 = 0.2456 \mathfrak{B} \quad \left. \begin{aligned} &\} \text{ vollständige} \\ &\} \text{ Compression.} \end{aligned} \right. \end{aligned}$$

Diese Ziffern sprechen wohl deutlich genug, wie sehr die Erscheinungen der Admissions-Periode durch das Drosseln und die Compression des Dampfes beeinflusst werden.

So bedeutend nun auch die oben berechneten specifischen Dampfmengen am Ende der Admission und der bezügliche Dampfverbrauch in den behandelten fünf Fällen variiren mögen, so gestatten diese Zahlen doch noch keine directe Beurtheilung der zugehörigen Effectverluste. Diese können nur durch die ad III entwickelten Formeln klargelegt werden, die jedenfalls den besten Einblick in den ganzen Sachverhalt gewähren.

So z. B. zeigt sich, dass bei der vollkommensten Anordnung ad 5 ohne Drosseln und mit vollständiger Compression die per Kolbenshub verbrauchte Dampfmenge grösser als bei der minder vollkommenen ad 1 ist, wo gedrosselt wird und theilweise Compression stattfindet.

Dieses Resultat ist ganz natürlich; denn wenn der Raum, den der Admissions-Dampf einnimmt, constant ist, wie vorausgesetzt wurde, so wird die Maschine um so weniger Dampf consumiren, je mehr gedrosselt wird. Eine andere Frage ist natürlich die, was mit der verbrauchten Dampfmenge geleistet wird; hierüber geben eben nur die Formeln ad III Aufschluss und ist diesen entsprechend im Allgemeinen zu bemerken, dass sowohl das Drosseln als auch die Compression den Dampfverbrauch ver-

$$x = \frac{x_2 r_2 + q_2 - q - (q - q_0) \frac{\mathfrak{S}}{S} + [x_0 r_0 + q_0 - q + A(p - p_0) x_0 u_0] \frac{\mathfrak{S}_0}{S}}{r \left(1 + \frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)} \dots \dots \dots 25)$$

und aus Gleichung 23) der Füllungsgrad:

$$\varepsilon = \left(1 + \frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right) x u \cdot \frac{S}{\mathfrak{B}} - k \dots \dots 26).$$

Das numerische Ergebniss für die fraglichen fünf Fälle ist hiernach folgendes:

$$\left. \begin{matrix} \varepsilon_0 = 0.1 \\ k = 0.05 \end{matrix} \right\}; \frac{S}{\mathfrak{B}} = \frac{\varepsilon_0}{x_2 u_2} = 0.3274$$

angenommen;

$x_1 = 0.7828$; $\varepsilon_1 = 0.0753$; $\left(\frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)_1 = 0.0926$	} mit Compression;
$x_2 = 0.6955$; $\varepsilon_2 = 0.0260$; $\left(\frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)_2 = 0.0926$	
$x_3 = 0.5422$; $\varepsilon_3 = 0.0310$; $\left(\frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)_3 = 0.0202$	} ohne Compression;
$x_4 = 0.4444$; $\varepsilon_4 = -0.0047$; $\left(\frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)_4 = 0.0202$	
$x_5 = 1.0000$; $\varepsilon_5 = 0.1000$; $\left(\frac{\mathfrak{S}_0}{S}\right)_5 = 0.5$	} vollständige Compression.

Aus diesem Beispiel ist ersichtlich, wie sehr der Füllungsgrad ε bei constanter Dampfmenge unter verschiedener Compression und Drosselung variirt; so z. B. zeigt sich der Füllungsgrad ε ad 4 sogar negativ, ein Zeichen, dass auch das Dampfgemisch S aus dem schädlichen Raume expandirt, die Volldruck-Periode also gänzlich hinwegfällt.

VII. Untersuchung der vollständigen Compression.

Wir haben hienach anzunehmen, dass der schädliche Raum zu Beginn der Admission mit Kesseldampf gefüllt sei und mithin während des Verlaufes der Admission weder eine Condensation noch ein Drosseln des Dampfes erfolgt.

Es sind hiebei folgende Bezeichnungen festzuhalten:

V_0 Volumen des schädlichen Raumes.

mindern; damit ist im letzteren Falle ein Effectgewinn, im ersteren Falle dagegen ein Effectverlust verbunden.

Es dürfte angemessen sein, die oben behandelten fünf Fälle auch unter der Voraussetzung zu untersuchen, dass die verbrauchte Dampfmenge eine constante sei; selbstverständlich muss unter dieser Annahme der Füllungsgrad ε variiren.

Aus Gleichung 22) finden wir dann:

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = \frac{k}{x_0 u_0} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{S}$$

Für die vollständige Compression folgt hieraus:

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = \frac{k}{x_2 u_2} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{S} = \frac{k}{\varepsilon_0}$$

Damit ergibt sich das Verhältniss:

$$\frac{\mathfrak{B}}{S} = \frac{x_2 u_2}{\varepsilon_0}$$

und folglich:

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = \frac{k}{\varepsilon_0} \cdot \frac{x_2 u_2}{x_0 u_0} \dots \dots \dots 24),$$

wobei ε_0 den maximalen Füllungsgrad bei vollständiger Compression bedeutet.

Weiters folgt aus Gleichung 19):

V_2 das vom Kolben während der Admission beschriebene Volumen.

V das vom Kolben während der Expansion beschriebene variable Volumen mit der Endspannung p .

V_1 das Volumen, welches der Kolben beschreiben müsste, wenn die Expansion vollständig wäre und der Einfluss des schädlichen Raumes sowie des Leerwassers hinweggedacht wird.

\mathfrak{B}_1 das Volumen, welches der Kolben beschreiben müsste, wenn die Expansion vollständig wäre und sowohl der schädliche Raum als auch das Leerwasser wirksam gedacht wird.

\mathfrak{B}_0 das vom Kolben während der Compression beschriebene Volumen.

\mathfrak{B} das Cylinder-Volumen.

Es ist allgemein:

$$V + V_0 = (y u + \tau) (S + \mathfrak{M})$$

und

$$\frac{y r}{T} + \tau = \frac{y_2 r_2}{T_2} + \tau_2,$$

wobei p die variable Spannung und y die zugehörige specifische Dampfmenge während der Expansion bedeuten soll.

Die Verbindung dieser beiden Gleichungen gibt:

$$V + V_0 = \frac{T u}{r} \cdot \frac{y_2 r_2}{T_2} (S + \mathfrak{M}) + \left[\frac{T u}{r} (\tau_2 - \tau) + \tau \right] (S + \mathfrak{M}).$$

Nun ist bei vollständiger Compression ohne Drosseln:

$$y_2 (S + \mathfrak{M}) = x_2 (S + \mathfrak{S}_0).$$

Damit findet sich:

$$V + V_0 = \left[\frac{T u}{r} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau \right) + \tau \right] (S + \mathfrak{S}_0) + \left[\frac{T u}{r} (\tau_2 - \tau) + \tau \right] \mathfrak{S} \dots \dots \dots 27).$$

Diese Relation gibt das variable Volumen des expandirenden Dampfes für die Spannung p .

Da ferner der schädliche Raum

$V_0 = (x_2 u_2 + \sigma) \mathfrak{S}_0 + \sigma \mathfrak{S} =$
 $= (x_2 u_2 + \sigma) (S + \mathfrak{S}_0) - (x_2 u_2 + \sigma) S + \sigma \mathfrak{S}$
 gesetzt werden kann, so findet sich das gleichzeitig vom Kolben beschriebene, variable Volumen:

$$V = (x_2 u_2 + \sigma) S + \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] (S + \mathfrak{S}_0) + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S} \end{aligned} \right\} . 28).$$

Gleichung 28) liefert auf indirectem Wege (durch Probiren) die Dampfspannung p , wenn das zugehörige Volumen V gegeben ist.

Die Endspannung p , am Schlusse der Expansion, folgt aus der Relation:

$V = \mathfrak{B} =$ dem Cylinder-Volumen,

ebenfalls auf indirectem Wege, wobei die Relation:

$$\varepsilon \mathfrak{B} = (x_2 u_2 + \sigma) S$$

zu beachten ist.

Aus Gleichung 28) lassen sich mehrere specielle Fälle ableiten; so folgt z. B. aus derselben:

$$\mathfrak{B}_1 = (x_2 u_2 + \sigma) S + \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] (S + \mathfrak{S}_0) + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S} \end{aligned} \right\} . 29).$$

Ferner für:

$$\mathfrak{S}_0 = 0 \text{ und } \mathfrak{S} = 0$$

$$V_1 = (x_2 u_2 + \sigma) S + \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] S \end{aligned} \right\} . 30).$$

Daher die Differenz:

$$\mathfrak{B}_1 - V_1 = \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] \mathfrak{S}_0 + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S} \end{aligned} \right\} . 31).$$

Diese Differenz stellt das Volumen dar, welches der Kolben wegen des schädlichen Raumes und des Leerwassers noch weiters durchlaufen muss; es wird in Fig. 2 durch die Linie DD' repräsentirt. Das Compressions-Volumen findet sich aus Gleichung 28, wenn man hierin:

$$S = 0$$

setzt zu:

$$\mathfrak{B}_0 = \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] \mathfrak{S}_0 + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S} \end{aligned} \right\} . 32).$$

Das Compressions-Volumen \mathfrak{B}_0 wird in Fig. 2 durch die Linie CC' repräsentirt.

Gleichung 31) mit Gleichung 32) verglichen, gibt übrigens:

$$\mathfrak{B}_0 = \mathfrak{B}_1 - V_1,$$

daher auch in Fig. 2:

$$CC' = DD'.$$

Diese Relation gilt auch für alle Zwischenlagen; so ist z. B. in Fig. 2:

$$cc' = dd'.$$

Daraus ist zu entnehmen, dass der Verlauf der Expansions-Curve FD' durch die theoretische Expansions-Curve FD und die Compressions-Curve $C'E$ bestimmt ist und verzeichnet werden kann; natürlich ist hiebei auf die Anfangs VII gemachte Voraussetzung nicht zu vergessen.

Das Compressions-Volumen \mathfrak{B}_0 findet sich allgemein und unmittelbar, wie folgt:

Es ist:

$$V_0 + \mathfrak{B}_0 = (z_1 u_1 + \sigma) \mathfrak{M}$$

und

$$V_0 = (z_0 u_0 + \sigma) \mathfrak{M}.$$

Durch Subtraction ergibt sich:

$$\mathfrak{B}_0 = z_1 u_1 \mathfrak{M} - z_0 u_0 \mathfrak{M},$$

oder wegen:

$$\frac{z_1 r_1}{T_1} + \tau_1 = \frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0$$

auch:

$$\mathfrak{B}_0 = \frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{z_0 r_0}{T_0} + \tau_0 - \tau_1 \right) \mathfrak{M} - z_0 u_0 \mathfrak{M}.$$

Nun ist ferner:

$$z_0 M = x_0 \mathfrak{S}_0,$$

daher schliesslich:

$$\mathfrak{B}_0 = \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_0 r_0}{T_0} + \tau_0 - \tau_1 \right) - x_0 u_0 \right] \mathfrak{S}_0 + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_0 - \tau_1) \mathfrak{S} \end{aligned} \right\} . 33).$$

Setzen wir hierin:

$$T_0 = T_2,$$

so findet sich:

$$\mathfrak{B}_0 = \left. \begin{aligned} &+ \left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] \mathfrak{S}_0 + \\ &+ \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S}, \end{aligned} \right\}$$

so wie wir dies auf anderem Wege schon in Gleichung 32) ausgedrückt hatten.

Unter der besonderen Voraussetzung:

$$\mathfrak{B} = V_1$$

findet sich mit Rücksicht auf Gleichung 30) der Füllungsgrad:

$$\varepsilon = \frac{V_2}{\mathfrak{B}} = \frac{V_2}{V_1} = \frac{x_2 u_2 + \sigma}{\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) + \sigma} . 34)$$

und das Compressions-Verhältniss:

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = \frac{\left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) - x_2 u_2 \right] \mathfrak{S}_0 + \frac{T_1 u_1}{r_1} (\tau_2 - \tau_1) \mathfrak{S}}{\left[\frac{T_1 u_1}{r_1} \left(\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1 \right) + \sigma \right] S}$$

oder mit Rücksicht auf Gleichung 34) und die Glieder mit σ vernachlässigt, annähernd:

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = (1 - \varepsilon) \frac{\mathfrak{S}_0}{S} + \frac{\tau_2 - \tau_1}{\frac{x_2 r_2}{T_2} + \tau_2 - \tau_1} \cdot \frac{\mathfrak{S}}{S} . 35).$$

Vermittelt der Gleichung 34) und 35) lassen sich das Expansions-Verhältniss ε und das Compressions-Verhältniss $\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1}$ berechnen, wenn wir als äusserste Grenze das Cylinder-Volumen:

$$\mathfrak{B} = V_1$$

annehmen, das der theoretischen Expansions-Curve ohne schädlichen Raum und ohne Leerwasser bei vollständiger Expansion bis auf die Condensator-Spannung entspricht.

Dem entsprechend haben wir folgende zwei Fälle numerisch zu untersuchen:

a) Maschine ohne Condensation.

Setzen wir für selbe:

Die Kesselspannung $p_2 = 7$ Atmosphären,

„ Endspannung $p_1 = 1$ „

ferner $k = 0.05$ „

und $\frac{\mathfrak{S}}{S} = 3$ „

so ergeben sich die Hilfswerthe:

$$\frac{r_2}{T_2} = 1.11714,$$

$$\frac{T_1}{r_1} = 0.69525,$$

$$\frac{T_1 u_1}{r_1} = 1.14674,$$

$$\tau_2 - \tau_1 = 0.16484,$$

und damit aus den Gleichungen 34) und 35):

$$\varepsilon = \frac{0.2652}{1.4711} = 0.1802,$$

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = \frac{k}{\varepsilon} = 0.5550,$$

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = 0.4550 + 0.3858 = 0.8408.$$

Aus diesem Beispiel ist ersichtlich, dass unter der gedachten Voraussetzung die Compression bei einer Maschine ohne Condensation ganz wohl möglich ist; diese hat nämlich beim Füllungsgrad 0.18, welcher ein sehr mässiges Cylinder-Volumen erfordert, durch 0.84 des Kolbenshubes zu erfolgen. Zugleich zeigt sich aber auch, dass das Compressions-Verhältniss $\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1}$ durch das Dampf-gewicht \mathfrak{S}_0 im schädlichen Raume mehr beeinflusst wird als durch das Leerwasser; es kommt daher viel darauf an den schädlichen Raum möglichst zu verringern. Durch Verwendung der Corliiss-Steuerung würde es beispielsweise möglich werden, den schädlichen Raum auf ein Drittel zu reduciren; es wäre dann:

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = \frac{0.4550}{3} + 0.3858 = 0.5375,$$

welches Verhältniss schon erheblich günstiger ist.

In gleicher Weise wirkt auch die Verringerung des Füllungs-grades reducirend auf das Compressions-Verhältniss ein, insoferne dadurch das Cylinder-Volumen vergrössert oder der Kolbenshub verlängert wird. Auch ist anzunehmen, dass bei Maschinen ohne Condensation die Leerwassermenge geringer ist. Setzen wir z. B.:

$$\frac{\mathfrak{S}}{S} = 2,$$

so wird:

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = \frac{0.4550}{3} + \frac{2}{3} \cdot 0.3858 = 0.4089.$$

Damit ist also schliesslich die Compression unter die Hälfte des Kolbenshubes herabgebracht.

b) Maschine mit Condensation.

Setzen wir für selbe:

Die Kesselspannung $p_2 = 6$ Atmosphären,

„ Condensator-Spannung $p_1 = 0.2$ „

ferner $k = 0.015$ Atmosphären,

und $\frac{\mathfrak{S}}{S} = 3$ „

so ergeben sich die Hilfswerthe:

$$\frac{r_2}{T_2} = 1.14322,$$

$$\frac{T_1}{r_1} = 0.59086,$$

$$\frac{T_1 u_1}{r_1} = 4.45632,$$

$$\tau_2 - \tau_1 = 0.26346$$

und damit aus den Gleichungen 34) und 35)

$$\varepsilon = \frac{0.3064}{6.2696} = 0.0489,$$

$$\frac{\mathfrak{S}_0}{S} = \frac{k}{\varepsilon} = \frac{0.015}{0.0489} = 0.3068,$$

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = 0.2918 + 0.5619 = 0.8537.$$

Aus diesem Beispiel ist zu entnehmen, dass bei der Condensations-Maschine unter den zu Grunde gelegten Daten die vollständige Compression erst bei einem Cylinder-Volumen zu bewerkstelligen ist, das dem Füllungsgrad 0.05 entspricht; die Compression hat hiebei durch circa 0.85 des Kolbenshubes zu erfolgen. Auch hier spielt das Dampf-gewicht \mathfrak{S}_0 im schädlichen Raume die grössere Rolle; denn hätten wir statt der Corliiss-Steuerung eine gewöhnliche Schiebersteuerung angenommen, so wäre:

$$\frac{\mathfrak{B}_0}{V_1} = 3 \times 0.2918 + 0.5619 = 1.4373.$$

Da das obige Verhältniss als Grenzwert die Einheit besitzt, so deutet dieses Resultat darauf hin, dass bei einem so grossen schädlichen Raume die vollständige Compression auch bei dem Füllungsgrad 0.05 nicht mehr zu bewerkstelligen ist.

An dieser Stelle haben wir aber in Erinnerung zu bringen, dass zur Erzielung eines merklich günstigeren Effectes nach den ad IV durchgeführten speciellen Beispielen die vollständige Compression nicht unbedingt nöthig, sondern schon eine verhältnissmässig geringe Compression von nicht unwesentlichem Vortheil ist.

Wir hätten nun noch einen sehr wichtigen Punct zu erledigen, nämlich:

VIII. Die Bestimmung des Effectverlustes durch die unvollständige Expansion.

Wenn es sich um die endgiltige Erledigung der Frage handelt, welche Vortheile durch die vollständige oder theilweise Compression bei einem bestimmten, unter sonst gleichen Umständen unveränderten und nicht überschreitbaren Cylinder-Volumen zu erzielen sind, die ursprüngliche Voraussetzung einer allzeit vollständigen Expansion daher nicht mehr besteht; dann ist natürlich die genaue Bestimmung des obgenannten Effectverlustes unter den verschiedenen denkbaren Fällen in vergleichendem Sinne von entscheidender Bedeutung.

Wir haben beispielsweise ad V gesehen, dass sich eine Maschine mit schädlichen Raum vermittelt der vollständigen Compression ganz auf dieselbe Stufe bringen lässt, wie eine Maschine ohne schädlichen Raum, die auch ohne Leerwasser arbeitet; aber nur unter der Voraussetzung, dass die Expansion in beiden Fällen bis auf die Condensator-Spannung herabgeht, also eine vollständige ist, welche Annahme natürlich auf zwei

verschiedene End-Volumina des expandirenden Dampfes, mithin auch auf zwei verschiedene Cylinder-Volumina führt; und zwar findet sich für die erstere Maschine mit schädlichem Raum ein grösseres Cylinder-Volumen als für die letztere ohne demselben.

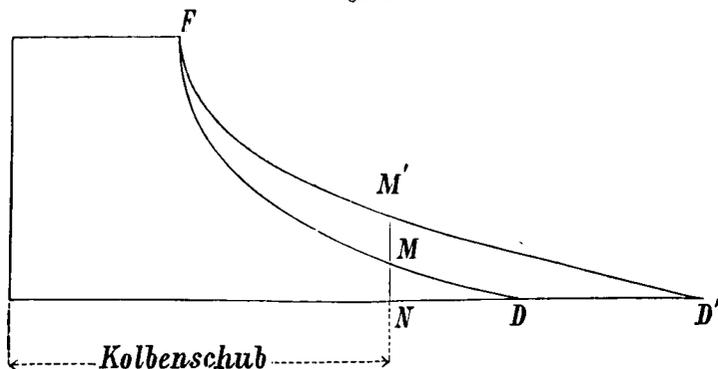
Nimmt man hingegen die Cylinder-Volumina in beiden Fällen als gleich an, so ergeben sich verschiedene Effectverluste für die unvollständige Expansion, wie dies in Fig. 3 näher ersichtlich gemacht ist; in der genannten Figur bedeutet:

FD die theoretische Expansions-Curve,

FD' die erhöhte Expansions-Curve in Folge des schädlichen Raumes und des Leerwassers.

Da im zweiten Falle eine vollständige Compression gedacht wird, die Condensation während der Admission also entfällt, so gehen die Expansions-Curven FD und FD' beide von dem gemeinschaftlichen Punkte F aus.

Figur 3.



Die Dreiecke MND und $M'ND'$ repräsentieren nun die Effectverluste durch die unvollständige Expansion in den beiden zum Vergleich gebrachten Fällen.

Da ferner

$$M'ND' > MND,$$

ist, so zeigt sich, dass die Maschine mit schädlichem Raume jener ohne diesen bei beschränktem Cylinder-Volumen durch die vollständige Compression an Effect nicht gleich gebracht werden kann, und dass hieran die Verschiedenheit der Effectverluste durch die unvollständige Expansion die Ursache ist.

Von noch grösserer Wichtigkeit und mehr praktischer Bedeutung ist der Vergleich zwischen der Maschine mit ganzer oder theilweiser Compression und der Maschine ohne aller oder geringerer Compression, wenn in beiden Fällen der schädliche Raum, das per Kolbenschub verbrauchte Dampfquantum und das Cylinder-Volumen als gleich angenommen werden. Hier lässt sich aber a priori nicht so leicht eine Entscheidung treffen; überhaupt sind die hierauf bezüglichen Untersuchungen so complicirt, dass sie eine anhangsweise Behandlung nicht gestatten, daher ich deren Reproduktion einem späteren Zeitpunkte vorbehalten will.

Ich habe nun schliesslich noch hervorzuheben, dass meine Hypothese mancherlei Widersprüche und Gegensätze, die gegenwärtig bestehen, auszugleichen im Stande ist.

Betrachten wir beispielsweise die anscheinend so einfache Procedur des Drosselns, so finden wir über den Einfluss desselben ganz diametrale Ansichten, die zweifelsohne nur darum entstehen konnten und sich behaupten können, weil eben die Theorie der Dampfmaschine noch unvollständig ist. Vom Standpunkte der mechanischen Wärmetheorie findet Dr. Zeuner, dass das Drosseln unbedingt zu verwerfen sei; Professor Schmidt in Prag behauptet hingegen, dass das Drosseln nicht nur keinen Verlust herbeiführt,

sondern bei Maschinen mit Dampfmantel sogar sehr empfehlenswerth sei, worin er insoferne im Rechte ist, als die Praxis durch das Drosseln allerdings keinen mit den Händen greifbaren Verlust bisher constatirt hat. Wir sehen also hier zwei bedeutende Autoren in Differenz, die sich schliesslich beide auf die Grundlehren der mechanischen Wärmetheorie berufen, nur mit dem Unterschiede, dass der eine auf der einmal als richtig erkannten Basis consequent fortschreitet; während der andere die Folgerungen, die sich in der Anwendung der mechanischen Wärmetheorie ergeben, vom praktischen Standpunkte aus wieder negirt.

Diese beiderseitigen Ansichten lassen sich nun durch meine Hypothese einander wesentlich näher rücken. Aus den Beispielen ad IV wird nämlich ersichtlich, dass der Effectverlust durch das Drosseln allerdings besteht und seine Höhe der Dr. Zeuner'schen Auffassung entspricht; allein dieser Effectverlust wird andererseits dadurch wieder erheblich herabgezogen, weil die Condensation während der Volldruck-Periode wegen der verminderten Admissions-Temperatur geringer ausfällt und in Folge dessen auch der Effectverlust durch den schädlichen Raum und das Leerwasser herabsinkt. Was dann zur Ergänzung noch fehlen mag, wird sich vielleicht durch den Einfluss, den die unvollständige Expansion auf den Gesamteffect nimmt, erklären lassen.

Principien für die Regulierung von Tide-Hafen, angewendet in Wilmington Cal.

Mitgetheilt von

C. Freih. v. Popp,
Ingenieur.

Mr. Clinton B. Sears veröffentlichte in der „American Society of Civil Engineers“ die von ihm ausgeführte Regulierung des Hafens von Wilmington bei Los Angeles in Californien, welche viele bemerkenswerthe Details enthält.

Zumal sind es die hierbei angewendeten Holz-Constructions, die daran gemachten Erfahrungen über das Imprägnirungs-Verfahren nach Robbins gegen den Holzwurm, welche eine weitere Verbreitung dieser Arbeit rechtfertigen.

Unter „Tide-Hafen“ versteht man bekanntlich eine Bucht, deren Ufer dieselbe so weit vom Meere abschliessen, dass die Fluthwelle des Oceans nicht direct eintritt, sondern in die Fluth- und Ebbe-Strömung umgesetzt wird, welche das Fahrwasser in der Bucht und die Einfahrt offen zu erhalten im Stande ist. Durch die richtige Benützung der Gezeiten-Strömung ist man unabhängig von Strömen und Wasserläufen zur Spülung und eliminirt dadurch einen Factor, der ebenso gefährlich, wie nützlich wirken kann; nützlich wirkt ein Fluss durch die immer in derselben Richtung wirksame Strömung, gefährlich wenn er Geschiebe führt und dasselbe im Fahrwasser ablagert.

Der vollkommenste Fall eines Tide-Hafens ist, wenn sich das Profil von der See landeinwärts verengert und dann zu einem grossen Bassin erweitert, welches als Reservoir für die Stauung der Hochwässer dient. Das ist beim Hafen von Wilmington der Fall, dessen Mündung wir in Fig. 1 darstellen.

Bei jeder grösseren Arbeit zur Verbesserung eines Hafens kann nicht genug Gewicht darauf gelegt werden, die Verhältnisse vorher genau und erschöpfend zu untersuchen. In manchen Fällen wird man 2% der ganzen Bausumme auf diese Voruntersuchungen verwenden, und soll dabei weder Geld noch Zeit gespart werden. „Unleugbar ist das Entwerfen von Hafenanlagen eine der schwierigsten Arbeiten des Ingenieurs“, daher muss er seine eigenen Erfahrungen mit denen Anderer benützen, um „den gegebenen Fall mit einem bekannten zu vergleichen“, dessen Behandlung eine erfolgreiche war. Ein solcher Vergleich erfordert eine

sorgfältige topographische und hydrographische Aufnahme, zahlreiche Peilungen, welche die Bodengestaltung ergeben und die Rechnung der Querprofile ermöglichen; zahlreiche tiefe Bohrungen, welche die Schichtenlage zeigen, geologische Untersuchungen, um die frühere Gestaltung des Hafens zu ermitteln, und endlich die präzise Darlegung der Gezeiten in Bezug auf den Hafen, die Bestimmung der höchsten und niedersten Wasserstände, der Hoch- und Niederwassergebiete bei Spring- und Nippfluthen, der Geschwindigkeit an der Oberfläche und am Grunde für verschiedene Zeiten und Stellen, des Inhaltes der Gezeiten-Prismen, der bei Fluth und Ebbe ein- und ausströmenden Wassermasse, der Richtung des Ebbe- und Fluthstromes innerhalb sowie ausserhalb des Hafens und schliesslich eine theoretische Untersuchung über den wahrscheinlichen Einfluss von Einbauten auf die Richtung dieser Strömungen.

Für ausgedehnte Arbeiten an einem grossen Hafen mag ein Jahr für die Untersuchung der Fluthverhältnisse verwendet werden, während welcher Zeit die anderen Aufnahmen nebenbei gemacht werden können. Das Fortschreiten der Fluthwelle im offenen Meere unterliegt wohl bekannten Naturgesetzen und kann mit Bestimmtheit vorhergesagt werden; aber wenn geringere Wassertiefen und unregelmässige Ufergestaltungen darauf Einfluss nehmen, sind specielle Localuntersuchungen nöthig, welche sich auf Monate ausdehnen können.

Im Allgemeinen sollen drei Pegel zur Beobachtung der Gezeiten aufgestellt werden, einer nahe der offenen See, aber vor Brandung geschützt, einer in der Mitte des Hafens und einer an dem oberen Ende desselben. Wenn die Bucht lang, schmal und gekrümmt ist, ist eine grössere Anzahl von Pegeln nöthig. Für Beobachtungen von grösserer Ausdehnung sind selbstregistrirende Pegel zu empfehlen.

Wenn die Regulirung einen den Wellen ausgesetzten Bau einschliesst, ist die Achse desselben möglichst parallel zu ihrer Richtung anzuordnen, aber so, dass er den übrigen an ihn gestellten Anforderungen entspricht.

Wenn mehrere Einfahrten vorhanden sind, von denen eine offen bleiben soll, andere aber geschlossen werden sollen, so ist die Wahl so zu treffen, dass die Einfahrt, geschützt gegen Winterstürme, möglichst günstig zum Ein- und Aussegeln bei gutem Wetter angelegt werde. Die Einfahrt soll in Trompetenform angeordnet sein, mit dem breitesten Hochwasserprofil seawärts, gegen Land zu sich verengend; aber die Niederwasserprofile sollen sich so wenig als möglich verengen und alle künstlichen Einbaue zum Schliessen einer Einfahrt und zum Absperrn von See und Land sollen, indem sie diesen Zwecken entsprechen, sich auch der Contour der gegenüber liegenden Küste oder Bauanlage anschliessen.

Die Arbeit des Wassers in Förderung von Material wächst mit dem Quadrate seiner Geschwindigkeit, also muss man immer die Spring-Gezeiten benutzen. Sie steigen zum höchsten und fallen zum niedersten Punkt, das Fluth-Prisma hat die grösste Höhe und die Geschwindigkeit des Stromes ist verhältnissmässig stark; daher ist dieser Fluthwechsel am allerwirksamsten, seine lebendige Kraft ist circa die achtfache des Nipp-Fluthwechsels.

Die Fluth erreicht ihre grösste Geschwindigkeit um das Ende des dritten Viertels und behält sie bei im vierten, indem sie sich vom Canal aus nach den Ufern auszubreiten strebt, sich über höhere Ebenen erstreckend, alle höher gelegenen Buchten, Einschnitte und kleineren Bayen aufsuchend, und je höher die Fluth gestiegen, desto kräftiger fliesst die Ebbe ab. Die stärkste Ebbe-Stromgeschwindigkeit beginnt am Anfang des dritten Viertels, und der Strom behält eine grosse Geschwindigkeit bis zum Ende des vierten, wo er schnell abnimmt. Das Streben des Ebbestromes ist Concentration, und gegen Ende wird jedes Bächlein und jeder Fluss im Fluthgebiet drainirt, um den Canal an der Einfahrt zu füllen, und dieser wieder trachtet sich mit dem schnell zurücktretenden Spiegel des Oceans auszugleichen.

Diese gegenseitigen Wirkungen von Fluth und Ebbe stellen eine weitere Bedingung für die Anlage von Einbauten bei Einfahrten von Tide-Hafen. Diese sollen im Grundriss und Profil so angelegt werden, dass sie das Eindringen der ganzen Fluthmasse nicht verhindern und dadurch etwa die Wasser von den entfernteren Plätzen des Fluthgebietes abhalten, sondern freien Eintritt gestatten, hingegen das letzte des Ebbestromes in einen Canal lenken und dadurch die grösste Stärke des Stromes benutzen. Ein Einbau, dessen Oberkante bei halber Fluth trocken ist, wird dieser Bedingung am besten entsprechen und die Trompetenform im Grundriss wird der Fluth am wenigsten hinderlich sein.

Bei einem System von Einbauten zur Herstellung einer Spülung müssen ihre Höhen im Verhältniss zu ihrer Entfernung von der Einfahrt angeordnet werden, und zwar die der Einfahrt am nächsten müssen die niedersten sein; das sichert der Fluth freien Eintritt, stellt einen vollen Canal und volle Spül-Reservoirs her, während die Ebbe so geleitet wird, dass sie ihre beste Arbeit in der letzten Zeit macht. In manchen Fällen wird man diese Regel dahin modificiren müssen, dass man lange Einbaue nieder anordnet und umgekehrt; obwohl nämlich in den oberen Theilen der Bucht der Canal schmaler sein kann als in den unteren, darf dennoch das Profil nicht verringert werden.

In solchen Fällen sollen nur an weiten Stellen Einbaue angewendet werden, um das Profil zu erhalten. Ein System von Einbauten entsprechend angelegt, kann sehr wirksam für die Richtung des Stromes und zur Entfernung von Untiefen sein, aber ein schlechtes System wird meistens den Canal schlechter machen anstatt besser.

Alle Bedingungen des hydrotechnischen Systemes eines Hafens müssen genau untersucht werden, bevor man es unternimmt eine Veränderung in der natürlichen Anlage anzuordnen. Das Hauptziel ist im Allgemeinen, die Gezeiten-Strömungen in einer Rinne zu concentriren, ohne den Zufluss der Fluth zu hindern.

Ebenso wie es nöthig ist, den Einfluss der Wassermassen nicht durch ungehörige Verengung nahe der Einfahrt zu stören, ist es auch wichtig, die Fluth-Reservoirs intact zu erhalten. Eine Bucht, welche eine Sandbank an ihrer Mündung oder Untiefen im Canal hat, wird geschädigt, wenn man den Eintritt der Fluth durch Einbaue an der Mündung vermindert, wenn man nicht durch entsprechende Erweiterung des Niederwasserprofils die Verengung nahe der Hochwasserlinie compensirt. Die Niederwasserprofile wachsen im Verhältniss der Fluthwassermassen, welche hinter jedem Profil landeinwärts liegen. Die Wichtigkeit, das Fassungsvermögen der oberen Theile eines Tide-Hafens intact zu erhalten, ist unzweifelhaft, denn obwohl eine Einengung des Fahrwassers für die Schifffahrt günstig sein kann, wirkt sie doch nachtheilig für die unteren Theile des Hafens, wo Untiefen und Sandbänke vorkommen.

Einbaue sollen möglichst gleichzeitig in ihrer ganzen Länge hergestellt werden, damit nicht Auskolkungen entstehen und der untere Theil des Hafens versandet; d. h. sie sind in dünnen horizontalen Lagen herzustellen und nicht stückweise in ihrer ganzen Höhe auszuführen, um die Strömungsverhältnisse nicht allzu jäh zu verändern. Ob eine Reihe von Einbauten zu gleicher Zeit hergestellt werden soll, hängt von den localen Verhältnissen ab, aber als Regel kann gelten, dass je Einer auf einmal gebaut werden soll, und zwar die landeinwärts zuerst; dies gibt auch Gelegenheit, ihre Wirkung zu beobachten und schützt gegen die Folgen einer plötzlichen Veränderung der Strömung durch gleichzeitige Herstellung.

Ein Bau zur Absperrung einer Hafenmündung oder eines Wasserlaufes, der quer gegen die natürliche Strömung zu liegen kommt, darf nicht begonnen werden, bevor man sich gegen Auskolkungen, die an seinem Fuss, zumal wenn auf Schlamm oder Sand fundirt wird, erfolgen können, gehörig gesichert hat. Dies kann geschehen durch Steine, Sandsäcke, Faschinen etc., welche von Flüssen oder von leichten Fahrzeugen aus vor den Fuss des Baues versenkt werden.

Oft ist es nöthig, Senkstücke in einigen Entfernungen vor dem Baue zu versenken; 30—150^m, je nach der Bodenart und der Stärke der Strömung. Diese Vorsicht, obwohl kostspielig, ist doch schliesslich ökonomisch. Wenn eine Pfahlreihe hergestellt werden soll, müssen die Senkstücke in der Achse des Baues frei von Steinen gelassen werden, damit die Pfähle ordentlich gerammt werden können.

Wenn gerade keine Pfahlwand gerammt werden muss, so ist diese Vorsicht nicht nöthig, da die Pfähle durch eine nicht allzuhohe Steinschüttung leicht gerammt werden können. Es sind Rammarbeiten bei Steinschüttungen von 4^m Höhe ausgeführt selbst ohne Pfahlschuhe und sogar ohne Spitzen der Pfähle. Bei Pfahlwänden allerdings kann ein einzelner Stein ein Ausweichen oder Spalten des Pfahles verursachen.

Wenn einmal ein System von Einbauten hergestellt ist, um den Strom zu leiten und zu concentriren, ist es manchmal nöthig, das Vertiefen der Rinne durch Kratzen, Baggern und Sprengen zu beschleunigen.

Da Sprengen unter Wasser das theuerste Mittel ist, wird man nur im Nothfalle dazu greifen. Die Stellen, wo es ausgeführt werden soll, müssen mit grosser Sorgfalt und mit Hilfe von genauen Peilungen

ausgesucht werden, damit die neuen durch die Einbaue bedingten Strömungsverhältnisse die Stromrinne nicht anderswohin als über die gesprengten Stellen führen.

Kratzen mit einem schweren eisernen Kratzer, von einem Dampfer bugsirt, kann oft mit Vortheil angewendet werden, wenn nur geringe Vertiefungen erforderlich sind, z. B. wenn kleine Sandbänke durch tiefes Wasser geschieden auf einander folgen; oder um durch eine lange Sandbank eine Furche zu ziehen, deren Verbreiterung man der natürlichen Strömung überlässt, um eine Stromrinne herzustellen. Kratzen soll man stets bei Springfluth, wenn die Strömungsgeschwindigkeit am grössten ist, wobei der Kratzer im Stromstrich vor- und rückwärts zu bewegen ist, und eine schmale tiefe Furche wird besser wirken als eine breite seichte.

Um eine Linie zu bestimmen, in welcher gebaggert werden soll, muss darauf geachtet werden, dass sie mit der Richtung der natürlichen Strömung zusammenfalle. Krümmungen sollen nur abgeschnitten oder vermindert werden, wenn absolute Nothwendigkeit vorliegt.

Die Tiefe, welche gebaggert werden soll, wird von der Ausdehnung der Regulirung abhängen, diese wird durch die effective Gewalt der Strömung bedingt sein, und es darf nicht durch künstliche Mittel eine Tiefe angestrebt werden, welche von jener nicht erhalten werden kann. Diese Tiefe kann im Allgemeinen aus den Niederwasserprofilen eines Theiles des natürlichen Canales bestimmt werden, in welchen die volle Kraft des Stromes wirkt, indem die Verhältnisse dieselben sind. Wenn nur eine bestimmte Summe auf Baggerung verwendet werden darf, ist es besser, dieselbe zur Herstellung einer schmalen tiefen, als einer breiten und seichten Rinne auszugeben, indem man der Strömung das Verbreitern überlässt. Die Geschwindigkeit der Ebbe- und Fluthströmung steigt direct mit der Tiefe, und die Wassertiefe ist der Hauptfactor, von dem die Ausdehnung des Handels und Verkehrs abhängt, indem Autoritäten darin übereinstimmen, dass die Schiffbarkeit eines Fahrwassers in Tonnengehalt sich ändert nach dem Cubus seiner Tiefe (in Fuss).

Die Wahl des Ortes zum Löschen des gebaggerten Materiales bedarf grosser Sorgfalt. Nur in Ausnahmefällen darf es innerhalb des Hafens geschehen und ausserhalb nie so nahe der Hafenumündung, dass es auch beim schwersten Sturm nicht hineingetrieben werden kann.

Um die grossen Kosten des Bugsirens zu vermeiden, wird es nöthig innerhalb zu löschen, und zwar sollen dann kleine Einbuchtungen der Küste, möglichst weit vom Canal entfernt, gewählt werden. Das Material muss so vertheilt werden, dass nirgends das Normal-Niederwasserprofil eingeengt werde.

Oft wird es möglich sein, das Material dicht neben der Baggerstelle abzuladen, weil Untiefen hauptsächlich in breiten Profilen vorkommen, und da das Baggern am öftesten nöthig wird.

Bei Molen-Anlagen kann der Baggerboden ohne Gefahr in den toden Winkeln der Molen deponirt werden, welche diese mit der Küstenlinie machen, nur darf die Schüttung die Molen nicht überragen.

Auf diese Auseinandersetzung einiger Hauptprincipien der Regulirung von Tide-Hafen mit Benützung der Strömungen, wollen wir ihre Anwendung auf den Hafen von Wilmington-Cal betrachten.

Die natürlichen Verhältnisse dieser Bucht sind folgende:

In einer nicht sehr fernen geologischen Periode reichte der Ocean weit über den Ort Wilmington landeinwärts längs dem Thale von San Gabriel, des heute unbedeutenden Flusses, aber einstens mächtigen Stromes. Durch Ablagerungen von der See und Geschiebe, welche der Strom von den Gebirgen brachte, wurde die heutige Küstenlinie gebildet. Die Bucht ist eine Reihe von Untiefen, die bei Niederwasser trocken liegen und aus Schlamm, theilweise von Thon bedeckt und Muschelbänken bestehen.

Im Osten der Bucht finden wir eine lange Strecke Sandboden, nur einige Fuss über Hochwasser reichend und in einer Reihe Felsen endend, welche beim Ocean plötzlich abbrechen, jedoch früher viel weiter seawärts gereicht haben. Lange Zeit hindurch hat die See daran ausgewaschen und abgerissen, und arbeitet heute noch fort. Die Felsen bestehen aus weichem Sandstein mit Thon bedeckt. Dieser Stein wird, durch die Wellen und Brandung ganz fein zertheilt, bald zu einer Sandmasse und ein Spiel der Wellen sowie einer Küstenströmung, welche von hier nach West gerichtet ist. Der Küste entlang, nach West gegen San Pedro zu, kommt eine Strecke Strand von festem Sand, 60^m breit bei Niederwasser und gegen 5 Meilen (8^{km}) lang; über

Hochwasser ist der Sand durch Winde in Dünenbildung geformt, welche eine durchschnittliche Breite von 150^m haben.

Die erste Strecke Strand im Westen der Felsen endet bei einer kleinen Bucht, 60^m breit bei Hochwasser, 10^m bei Niederwasser und nur einige Centimeter tief. Diese Bucht bildet eine Insel (Rattle snake Island) aus dem Reste des Strandes gegen Westen, und wird offen gehalten durch den San Gabriel, der bei Niederwasser sich dahin ergiesst. Sie ändert sich in gewissen Grenzen, variirt in der Tiefe, aber wird meistens flach erhalten durch die Wellen, welche an ihrer Mündung brechen, den Sand zurücktreiben, der durch den Strom hinausgeführt wurde, und auch von dem Geschiebe des Küstenstromes etwas hineintreiben. Von dem Küstenstrom bleibt übrigens nur wenig hier, die Hauptmasse bildet und erhält Rattle snake Island, welches, 2 Meilen (3^{km}) lang, die Bucht von Wilmington, welche bei Hochwasser eine bedeutende Fläche bildet, vom Ocean abschliesst.

Der Sand, der durch Brandung und Küstenströmung hergebracht wird, wird nun durch Springfluthen über die Hochwasserlinie geworfen und vom Wind zu Dünen gebildet, der auch den Samen des Dünenhafers mitbringt. Der sprosst schnell und bildet kleine Windwirbel, um seine Halme, welche die Düne erhöhen, und beide wachsen zusammen, während die Pflanze immer weiter treibt, und endlich ist die Insel mit Dünen bedeckt, welche bis 15' (5^m) über Hochwasser reichen und von einer grünen Decke überwachsen sind, die ihrer Oberfläche Halt und Festigkeit verleiht.

Die Insel wuchs im Jahre 1871 gegen Westen immer noch an, allerdings sehr langsam, aber es ist nachweisbar, dass sie in den letzten 50 Jahren um gegen 100^m Deadmans Island näher gerückt ist; und das hätte sich voraussichtlich fortgesetzt, bis die schaffende Kraft der Wellen und Brandung mit der zerstörenden der Gezeiten-Strömungen in's Gleichgewicht gekommen wäre, ein Zeitpunkt, der beinahe erreicht war, als 1871 die Vereinigten Staaten-Behörde ihre Arbeiten begann.

Die hydrotechnischen Verhältnisse der Bucht sind folgende:

Innen ist ein breites, seichtes Becken von über 500^{ha}, welches sich bei ordinär Niederwasser auf eine Reihe gewundener seichter Canäle reducirt, von denen der grösste bei „Wilmington Wharf“ 1·5^m Wassertiefe bei ordinär Niederwasser, und eine Breite von weniger als 50^m hat. Dieser Canal behält seine Niederwasserbreite gegen die See zu auf 1000^m bei, macht verschiedene Krümmungen, wird nach und nach tiefer, bis er etwa 1200^m von der Wharf 3·1^m Tiefe aufweist, welche er bis zur Sandbank, ab und zu auf 6·1^m steigend, beibehält. Bei C (Fig. 1) nimmt dieser Hauptcanal den letzten Seitenarm auf und durch das Profil C G strömt nun die volle Masse der Ebbe und Fluth. Diese Concentration der Wassermasse ergibt daher bei C G eine Niederwasserbreite von 284^m und eine Maximaltiefe von 6·1^m. Bei X hört die Insel, welche bisher den Strom der Gezeiten gelenkt hat, auf und die Ebbe nimmt nun ihren Weg über die breite Untiefe X Y, 1130^m breit und trocken bei Niederwasser. Der grössere Theil des durch O G eingedrungenen Wassers fliesst jedoch durch den Hauptcanal ab, bis er bei F abgelenkt über die Untiefen Y Z, 920^m weit und 1·25^m tief bei Niederwasser, und A Z, 610^m weit und 2·1^m im Maximum tief, abgeht. Von C bis oberhalb F ist der breiteste und tiefste Niederwasser-Canal. Nachdem der Strom Y passirt hat, verbreitert er sich und verliert an Geschwindigkeit. Diese breite Untiefe A F Y Z mit nicht mehr als 0·5^m bei ordinär Niederwasser, ohne bestimmtes Fahrwasser bildet die Sandbank.

Zwischen X und Y führten die Wellen schon seit Jahren den Sand, welcher von den Felsen her das Ufer entlang gebracht wurde, in die Bucht; dieser Sand kam in den Hauptcanal, wo ihn die starke Ebbeströmung erfasste, weiterführte und bei A Y Z deponirte, daselbst die Sandbank bildend. Der Ueberschuss wurde wieder über X Y Z gebracht, um bei der nächsten Springfluth mit Sturm oder schwerer See wieder hineinzukommen.

Diese continuirliche Bewegung erhielt die Mündung im Wesentlichen im gleichen Zustande, wie sie in Fig. 1 dargestellt ist. Es ist möglich, dass nach vielen Jahren Rattle snake Island bis Deadmans Island vorgerückt wäre, wenn man der Natur freien Lauf gelassen hätte; dadurch wäre der Hauptcanal auf die Sandbank gelenkt worden, und hätte dieselbe durchschnitten oder über die Linie A Z hinausgeschoben.

Diese Annahme gab die Richtung an, in welcher die Regulirung vorzunehmen war, um über die Sandbank hinweg eine Stromrinne herzustellen, so tief als die Gezeiten-Strömung sie zu erhalten im Stande ist.

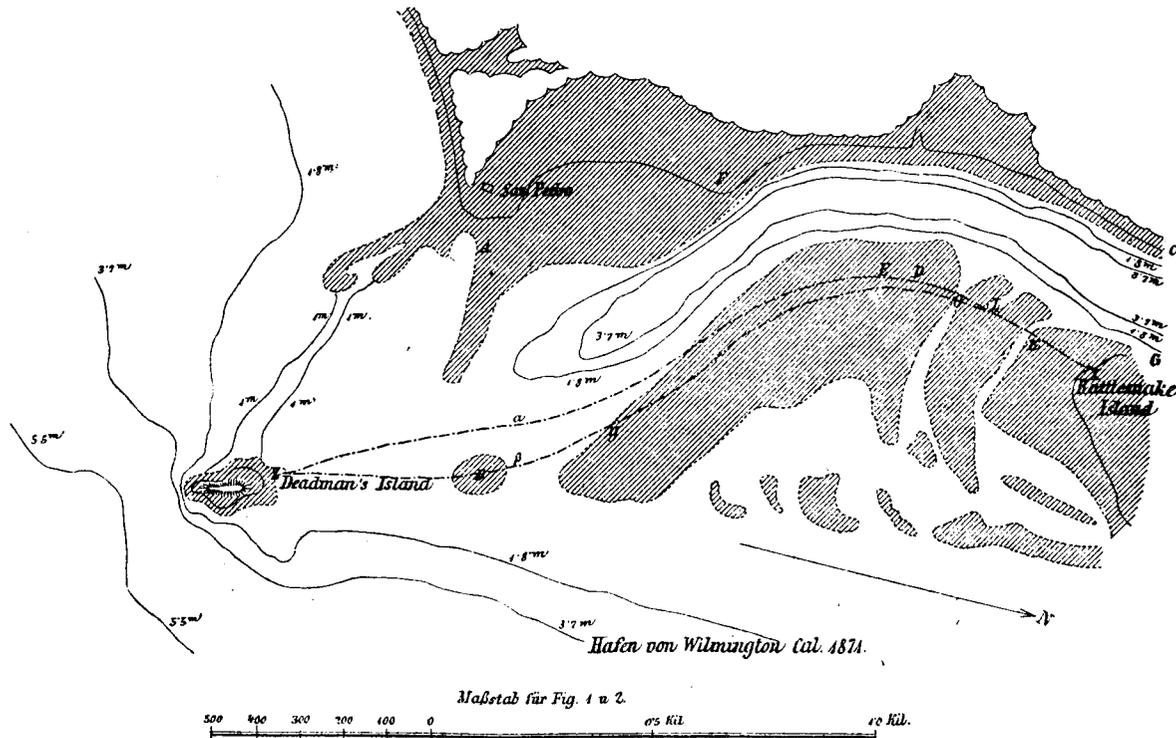
Die Methode ist nur eine Beschleunigung der Wirkung der Naturkräfte, indem man damit anfängt XYZ abzusperrn und dadurch die Wassermasse, welche bis dahin über XYZ abgegangen ist, zwingt, mit grösserer Geschwindigkeit durch den Canal und über die Sandbank abzufliessen. Dann wird auch aller Sand, welcher längs XY liegt, fortgerissen, aber gehindert, sich auf der Sandbank zu lagern, während der Bau XYZ den Kern bildet, gegen und um welchen sich der Sand sammelt und so einen dauerhaften Absperrdamm herstellt.

AZ ist die passendste Hafeneinfahrt; die schwersten Stürme kommen aus S.-O., und die Kraft der Wellen wird von Deadmans Island

Weiters trifft die Voraussetzung ähnlicher Bodenbeschaffenheit nicht zu, denn von Deadmans Island nach dem Festland bei A zieht sich unter Wasser ein Riff von Findlingen und hartem Thon hin, welches an seiner tiefsten Stelle 2^m Wasser und 0.76^m Sand über sich hat; hiernach wären 2.76^m unter ordinär Niederwasser alles, was man ohne mechanische Hilfsmittel erreichen könnte.

Um die Linie XYZ abzusperrn, wurde zuerst die in Fig. 1 mit α bezeichnete Trace bestimmt; dieselbe war der gegenüberliegenden Uferlinie angepasst und leitete den Strom sanft ab; dennoch nahm man die Linie β an, weil man fürchtete, dass der Canal bei Y zu sehr ein-

Figur 1.



gebrochen, welches einen vorzüglichen Abschluss für das Werk abgibt, da die Wellen, direct von tiefem Wasser kommend, wenig oder keinen Sand mitbringen, der die Einfahrt versanden könnte. Die herrschenden Gut-Wetterwinde sind W. und S.-W. und da können Segelschiffe leicht, ohne bugsirt werden zu müssen, einfahren.

Innerhalb Profil CG theilt sich der Canal in verschiedene Arme, welche eine sehr geringe Niederwasserfläche haben, während sie bei Hochwasser, wie oben gesagt, 526^{ha} bedecken. Die mittlere Springfluth steigt 1.98^m über ordinär Niederwasser und fällt 0.46^m unter dasselbe, ergibt daher eine mittlere Fluthhöhe von 2.44^m, während Fluthhöhen von 2.75^m nicht ungewöhnlich sind. Durchschnittlich liegen die Untiefen auf +0.92^m, so dass die durchschnittliche reine Fluthhöhe 1.07^m und das Fluthprisma 5.6 Millionen Kubik-Meter, beinahe 1500 Millionen Gallons beträgt; diese Masse passirt CG täglich bei jeder Springfluth, ungeachtet das Wasserquantum, zwischen +0.92^m und -0.46^m eine Höhe von 1.38^m.

Im Profil CG ist die Strömungsgeschwindigkeit an der Oberfläche durchschnittlich 1.34^m die Secunde oder 3 Meilen (4.8^{km}) die Stunde, die Geschwindigkeit unten grösser, nach der Sohle zunehmend; das Niederwasserprofil hat 743^m. Dieselbe Geschwindigkeit ist bis weit oberhalb F , wo sie rapid auf 2 Meilen (3.2^{km}) und über der Sandbank auf nicht mehr als 1.5 Meilen (2.4^{km}) per Stunde oder 0.67^m per Secunde sinkt. (Diese Daten beziehen sich sämmtlich auf den Status von 1871 und früher.)

Durch die Absperrung von XYZ kann man erwarten, die Geschwindigkeit über der Sandbank auf 3 Meilen (4.8^{km}) zu steigern und, da der Boden dort derselbe ist wie im Profil CG , nach und nach eine ebenso tiefe Stromrinne daselbst herzustellen. Diese Erwartung muss jedoch durch die Nothwendigkeit modificirt werden, eine trompetenförmige Mündung herzustellen mit weit grösserem Profil als CG , um zwei Hauptgesetzen der Regulirung von Tide-Hafen nachzukommen und die Füllung des ganzen Bassins bei jeder Fluth zu sichern.

geengt würde. Das war jedoch ein Fehler, denn die zuerst bestimmte Linie hätte viele Unkosten an Einbauen erspart.

Es wurde beschlossen, mindestens 1435^m dieses Baues in Pfahlwerk herzustellen, da eine andere Bauart zu kostspielig wäre. Die Oberkante sollte auf 2.44^m über ordinär Niederwasser zu liegen kommen. Diese Höhe genügt, die Hochwässer abzuhalten und die Gewalt der schweren Stürme zu brechen, erlaubt aber den höchsten Wasserständen den Eintritt über das Werk nach dem Canal, der dann die Wasser über die Bank abführt. Diese höchsten Wasserstände werden auch Sand mitbringen, der sich am Fuss des Bauwerkes lagernd, das Holz vor Wurm schützen, und wenn der Bau selbst einmal verfallen ist, einen natürlichen Wellenbrecher bilden wird. Dieses Pfahlwerk hat drei verschiedene Constructionen; das erste, 30^m lang, besteht nur aus einer einfachen Pfahlwand; das zweite, 1100^m lang, Fig. 3, besteht aus zwei Pfahlwänden (bis Y reichend); das dritte, 305^m lang, aus einem doppelten Pfahlwerk (Fig. 4).

Die erste Construction war falsch, machte daher viele Ungelegenheiten und ist jeder Ingenieur davor zu warnen. Ihr Fehler war Undichtigkeit; obwohl sorgfältig hergestellt, bestanden doch viele Spalten und Oeffnungen zwischen den Pfählen, durch welche das Wasser mit den Gezeiten hin und zurück floss und an jeder Oeffnung innen und aussen grosse Löcher auskolkte, oft so tief, dass ein Unterminiren drohte. Das wurde mit viel Mühe und Kosten reparirt, und man glaubte gesichert zu sein, als nach Verlauf von zwei Jahren der Sand das Bauwerk auf die Länge von 30^m bedeckte. Da kam ein Sturm zu gleicher Zeit mit sehr hohem Wasser, welcher den Wellenschlag über das Bauwerk hinweg trieb; bei der fehlerhaften Stelle fand das Wasser den Weg durch die Spalten, welche auf einige Fuss von der Oberkante offen gelassen waren, wusch den Sand aus und kolkte endlich um den Anfang des Bauwerkes herum einen Hochwasser-Canal aus, 1.2—1.8^m breit, und 0.9^m von der Oberkante tief. Um das auszubessern, wurde ein solider Damm am Ende des Baues in der Achse desselben in die Insel

hinein und bis auf die Höhe derselben errichtet, die fehlerhafte Construction aber an beiden Seiten mit Steinen ausgefüllt.

Am Ende der zweiten Construction, weitere 1130^m, wo tiefes Wasser und der Bau mehr der ungebrochenen Brandung ausgesetzt war, wurde die Construction Fig. 4 angenommen. Bevor die obere Bohlenlage gelegt wurde, wurde der Raum zwischen den beiden Pfahlwänden mit Steinen solid aufgefüllt. Der Bau wurde 0.46^m höher als die andere Construction, und die Pfähle waren statt 7.32^m 8.54^m lang.

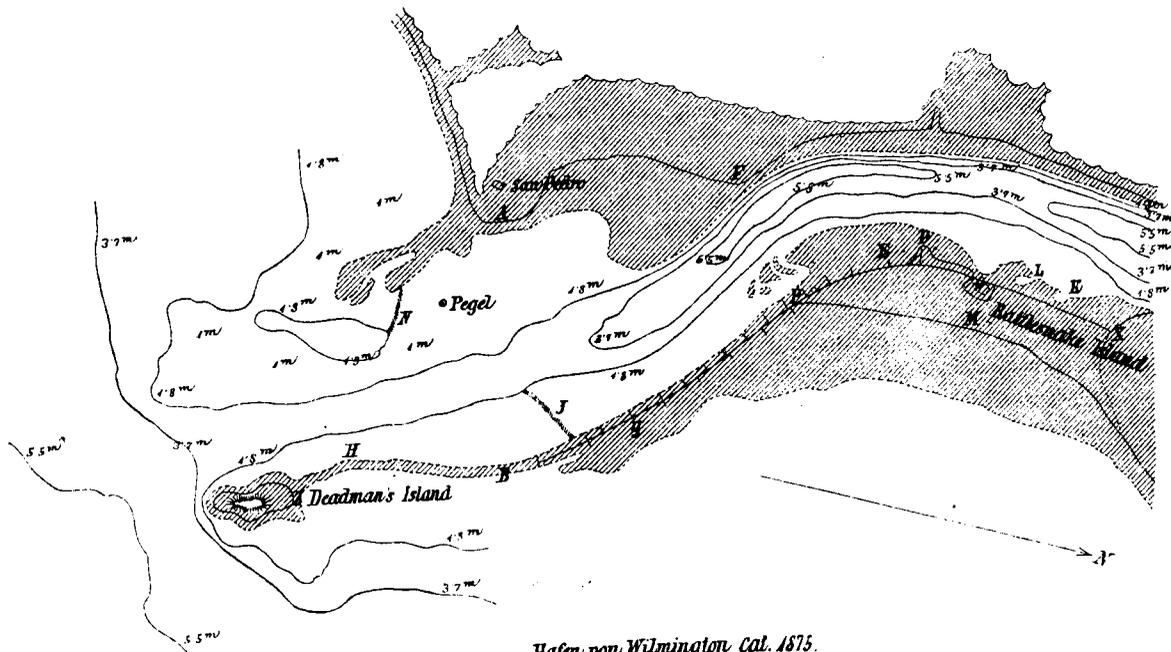
Das Bauholz war von Oregon-Föhre nach bestimmten Maassen geschnitten, jedes Stück wurde genau untersucht und nur die besten genommen. Der erste Theil bestand aus 1,500.000' B. M. (3540^{kbm}) und

der Wellen auf die 4.3—4.9^m hohe Holz-Construction und ihrer directen Wirkung zu widerstehen. Nach und nach sammelte sich Sand um den Bau an, und im Februar widerstand er schon den schwersten Winterstürmen ohne nachzugeben, als der Sand sich aussen auf einige Fuss Höhe in der ganzen Länge des Baues gelagert hatte.

Es wurde nun beschlossen, den Bau in eigener Regie ohne Unternehmer weiter zu führen, und wurden sofort die nöthigen Vorbereitungen und Anschaffungen getroffen, um im Frühjahr 1872 den Bau beginnen zu können.

Die Arbeiten wurden in der zweiten Hälfte Mai in Angriff genommen, eine Ramme folgte der anderen nach Massgabe des Platzes

Figur 2.



Hafen von Wilmington Cal. 1875.

kostete gezimmert, fertig zum Bau auf „Rattle snake Island“ (inclusive Seereise von 1000 Meilen = 1600^{kbm}) Dollar 19.50 per 1000' B. M. (Dollar 8.20 per ^{kbm}), wohl die billigste Holzladung für die südliche Küste.

Im Sommer 1871 wurde ein Contract gemacht für die Herstellung der Arbeit, das Material wurde von der Behörde geliefert, wonach der laufende Fuss der ersten Construction Dollar 3.15 (Dollar 10.32 per laufenden Meter), der der zweiten Construction Dollar 5.83 (Dollar 19.11 per laufenden Meter) kostete; für die dritte Construction wurde kein Contract gemacht. Der Unternehmer begann die Arbeit October 1871 und führte sie so energisch als möglich weiter, bis 106^m vollendet waren, da, im December 1871, erklärte er, die Arbeit sei für gar kein Geld zu machen und löste den Contract auf. Er hatte es für zu wenig übernommen und probirt, die Arbeit schleuderisch zu machen; da er aber gezwungen wurde, die Pfähle sorgfältig und tief zu rammen, musste er es aufgeben.

Als die Linie, über den Strand hinausrückend, in den Strich der Strömung kam, begannen die Schwierigkeiten durch Auskolkung und Unterwaschen, so zwar, dass 5^m vertical Sand von einer Stelle bei einer einzigen Springzeit-Ebbe weggeschwemmt wurde und den Bau in sehr desperatem Zustande liess, da er an manchen Stellen nur 1.22^m mit den Pfählen im Boden sass. Es wurden energische Massregeln getroffen, um den Auswaschungen Einhalt zu thun und den Bau für die Winterstürme, welche im Jänner und Februar sehr gefährlich sind, zu festigen. Von 18.3^m zu 18.3^m wurden an beiden Seiten des Baues Senk-kasten von 7.3^m × 1.8^m × 1.2^m unter einem rechten Winkel gegen die Achse des Baues, gefüllt mit Steinen und Sandsäcken, versenkt. Senkfaschinen, mit Sandsäcken beschwert, wurden längs des Baues versenkt, während am Ende desselben an beiden Seiten Buhnen, 9.15^m lang, bis zu Hochwasser reichend, hergestellt wurden, um die Strömung zu brechen.

Diese Anstrengungen waren erfolgreich, wenn auch nur in beschränktem Maasse. Als die Auskolkung aufhörte, waren die Pfähle durchschnittlich nur 1.22—1.83^m tief im Boden, und hatten dem Angriffe

auf den Gerüsten; Ende Juli waren alle sechs in Betrieb und der Bau wurde von da an beinahe ununterbrochen bis Ende October fortgeführt, wo die letzte Ramme das äusserste Ende des doppelten Pfahlwerkes verliess, 1435^m vom Anfang des Baues und die ganze Holz-Construction vollendet war. Die Arbeit hatte gerade fünf Monate in Anspruch genommen. 12.000 Pfähle waren gerammt worden (zwischen X und B, Fig. 2), über 4 Meilen (6.4^k) Zangen verbolzt worden mit einem Aufwande von 2,750.000' B. M. (6500^{kbm}) Holz und 137.000 Pfd. (62.200^{kg}) Eisen. Das beste Tagewerk war 18.3^m der Construction Fig. 3 fix und fertig; das durchschnittliche 13.7^m per Tag von 10 Stunden.

An den Stellen K, L und O, wo früher schmale Rinnen durchführten (Fig. 1), bildeten sich starke Unterwaschungen; anfangs wurde durch tieferes Rammen der Pfähle und Steinschüttungen am Fusse der Pfahlwand unmittelbar nach ihrer Herstellung vergeblich dagegen gearbeitet, bis man die Construction Fig. 5 annahm, und an den gefährlichen Stellen, wo sich Canäle von 40^m, 12^m, 46^m Breite und 6.1^m bis 9.2^m Tiefe gebildet hatten, ausgeführt. Diese Construction besteht aus einer Steinschüttung mit einer 4.88^m breiten Krone auf 2.14^m, auf welcher Steinkisten ruhen. Diese sind abwechselnd 3.66^m und 4.27^m breit, und greifen dadurch etwa 0.60^m in einander. Im Anschluss an die Construction Fig. 3 sind in den Steinkisten 31^{cm} × 31^{cm} starke Hölzer 28^{cm} von einander eingelassen, welche in Längen von 0.92^m an der Pfahlwand verbolzt sind.

Die horizontale Verschalung ist nur bis zur halben Fluthhöhe geschlossen; darüber ist ein 5^{cm} starker Drempeel und ein selbstwirkendes Schütz angebracht, welches sich zwischen den von 1.53^m zu 1.53^m angeordneten Verticalständern bei Fluth öffnet, bei Ebbe aber geschlossen bleibt, und so die bei Fluth eingetretene Wassermasse zwingt, über die Sandbank abzufliessen. Als im Laufe der Zeit der Sand sich auch hier fest gelagert und die Auskolkungen wieder ausgefüllt hatte, wurden diese Schütze entfernt und die Verschalung vollendet.

Bevor diese Rinnen geschlossen wurden, bildete sich zwischen O und E ein Einschnitt 3.7^m bis 4.6^m tief und von 15^m bis auf 3^m breit

gerade an der inneren Seite des Baues. Wenn nun die Canäle plötzlich abgeschnitten wurden, drohte die Gefahr, dass die Wassermasse sich dieses Einschnittes bemächtigte und nach und nach sogar der Hauptcanal seinen Weg über den Bau nehme. Um dem vorzubeugen, wurde bei *D* senkrecht auf die Achse des Baues eine 10^m lange Pfahlwand gerammt und 76^m weit Senkkasten versenkt, welche am Haupte T-förmig schlossen. In der Oberkante wurde dieser Einbau mit dem Hauptwerke in gleicher Höhe gehalten; er entsprach vollkommen seinem Zwecke, und bildete bald den Kern, um welchen sich der Sand innerhalb des Baues lagerte.

Ueber die letzten 460^m der Construction Fig. 3 hinaus legte sich der Sand innerhalb nur bis in ordinäre Niederwasserhöhe an und wurde durch die Brandung stets weggeschwemmt. Anfangs wurde eine Steinschüttung bis zu halber Fluth aufgeführt, welche den Sand für kurze Zeit sehr gut hielt; aber sie hielt nicht lange der Brandung Stand; nun wurden Bühnen von 46^m zu 46^m, 15^m lang aus Senkkasten bestehend, hergestellt. Die Senkkasten waren so weit offen, dass Sand eindringen, aber die Steinfüllung nicht ausgewaschen werden konnte. Ihre Krone war in der Höhe der Unterkante der oberen Zange (+ 1.67^m) des Pfahlwerkes angeordnet. In gewisser Weise entsprachen diese Bühnen ihrem Zwecke, indem sich der Sand schnell dazwischen lagerte und so den Bau von + 0.61^m bis zur halben Fluthhöhe vor Holzwurm schützte. Spätere Erfahrungen zeigten, dass diese Bühnen hätten 24^m statt 15^m lang, die Senkkasten dicht und ihre Oberkante von + 2.44^m am Pfahlwerk auf + 0.61^m an ihren freien Enden fallend hergestellt werden sollen. Diese Anordnung hätte den Sand in einer Böschung erhalten (1:13.3) und ihm mehr Stabilität verliehen. Wie es jetzt ist, wird sich der Sand am äussern Ende innerhalb nur bis zur halben Fluthhöhe aufhäufen, der übrige von der Brandung weiter geführt und gegen den Einbau *D* getragen, wo sich schon eine vollständige Insel gebildet hat. An der Landseite der Construction Fig. 4 wurden vier Bühnen aus schweren Felsen gebaut, aber sie hätten länger und dichter sein sollen. An der Seeseite, glaubte man, würde eine Steinschüttung genügen, aber es stellte sich auch als nöthig heraus, einige Bühnen herzustellen. Ihre Senkkasten hatten starke Ständer in der Höhe des Pfahlwerkes, aber die Verschalung wurde nur in der Höhe von einigen Fuss hergestellt und sollte nach Massgabe der Auffüllung des Sandes weitergeführt werden. Das ging ganz gut, nur hätte man diese Bühnen gleich nach Vollendung des Hauptbaues fertig stellen sollen.

Man erwartete, dass sofort nach Vollendung des Baues der Sand in seiner ganzen Länge dagegen gelagert werde und so einen Strand herstellen werde. Das war aber nicht der Fall. Bei *X* legte sich der Sand bis auf 2.44^m Höhe an, ebenso bei *E*, bildete dort eine Hochwasser-Insel, welche sich nach allen Richtungen schnell ausbreitete. Diese Anhäufung hörte bei *P* auf, zog sich aber bis *O* hin; während die Hochwasser-Insel von *X* aus sich in einer durchschnittlichen Breite von 46^m gegen *O* zog und endlich nur ein schmaler Hochwasser-Canal über *O* hin blieb. Man konnte schon hoffen, dass sich nun diese Rinne vollständig schliessen werde, als ein heftiger Sturm bei Springfluth im Winter 1874—75 den Sand zwischen *X* und *O* hoch aufhäufte, den Fluthen durch die Rinne bei *O* Bahn brach und einen Trichter knapp vor dem Bau bei *O* (Fig. 2) auswühlte, in welchem das Wasser durch Steinschüttung, Senkkasten und Holz-Construction mit Fluth und Ebbe stieg und fiel. Dies konnte aber nur langsam geschehen, und es staute sich daher das Wasser hie und da auf mehrere Fuss hinter der Construction Fig. 5. Diese war für einen constanten Wasserdruck nicht eingerichtet, und man musste daher zu ihrer Sicherung an beiden Seiten quer durch die Rinne Steindämme in der ganzen Höhe der Construction schütten. Ferner wurde die Bühne *D* verkürzt und auf 60^m niedriger gemacht, um den Sand, den sie aufgefangen hatte, von der Fluthströmung nach der gefährdeten Stelle treiben zu lassen. Das war von günstiger Wirkung. Bei *M* schloss sich die Küste in einer Nacht vollständig so rasch, dass zur grossen Freude der Fischer Tausende von Fischen aller Grössen in dem Trichter vom Ocean abgesperrt waren. Bei starken Stürmen und hohen Fluthen tragen die Wellen Sand über den Strand nach *O* und füllen nach und nach das Loch ganz aus.

Beim Vorrücken der Insel von *X* aus längs des Baues bildete sich stets ein Kopf von 6^m Breite senkrecht zum Bau. In diese Ecken setzte sich dann wieder der von den Wellen mitgebrachte Sand, und förderte so das Vorschreiten der Hochwasser-Insel. Um aber bis dahin

das Holz vor Wurm zu schützen, welcher dasselbe ungemein schnell angriff, wurde an beiden Seiten der Construction bis zu der Höhe von + 0.60^m Sand und Thon angeschüttet, welcher in eigens gebauten Kähnen von den gegenüberliegenden Felsen hergebracht wurde.

Vierjährige Erfahrung in diesem Hafen zeigte, dass der Holzwurm (der kleine *Teredo navalis*) nie oberhalb + 0.60^m vorkomme, ebensowenig unter Sand und Schlamm, welche ihn tödteten. Unterhalb + 0.60^m war seine Zerstörungsarbeit so schnell, dass das Holz bald wie eine Honigscheibe aussah. In Oregon-Föhre zeigte sich seine Gegenwart nach 6 Monaten; ein Pfahl von diesem Holz mit Rinde, 0.30^m stark, hat eine verlässliche Dauer von nur 5 Jahren, d. h. wenn er mehr zu tragen hat als sein Eigengewicht; behauen oder gesägt wird er nur 4 Jahre einer Beanspruchung Stand halten. Das Californier „Redwood“ (*Sig noia sempervirens*) widersteht dem Wurm weit besser, besonders mit der Rinde; seine Dauer in Seewasser ist 2- bis 3mal so lang, als die der Oregon-Föhre unter denselben Verhältnissen.

Ueber 2000^{km} Holz wurden nach Robbin's Verfahren (einer Modification von Berthel's) imprägnirt; nach künstlicher Trocknung, mit Dampf unter Druck, auf eine Tiefe von 25^{mm} mit Theeröl-Dämpfen, mit etwa 28^{kg} Oel per Kubikmeter Holz, d. i. Dollar 4.2 per Kubikmeter Holz, gesättigt.

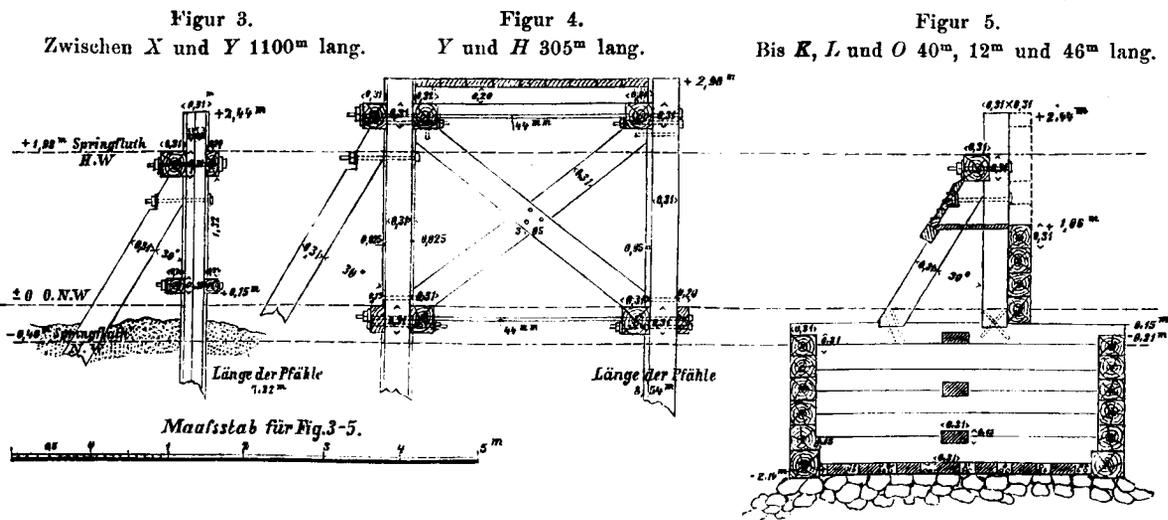
Diese Imprägnirung schützte aber das Holz durchaus nicht vor Würmern, welche das imprägnirte Holz nur um 2 Monate später angriffen, als das nicht imprägnirte und einmal darin, in ersterem viel schneller um sich griffen; es schien ihnen besser zu schmecken. Nach den in Wilmington gemachten Erfahrungen muss das Imprägniren gegen Holzwurm vollständig verworfen werden. Vielleicht, wenn das Holz auf 160 bis 192^{kg} per Kubikmeter gesättigt wird, mag es sich längere Zeit vor den Angriffen des Wurmes halten, aber das ist wohl noch nicht ausgeführt worden, und dürfte wegen der grossen Kosten nur für Bauten von sehr geringer Ausdehnung und bedeutender Wichtigkeit rentabel sein. In Wilmington kam nur eine Art Holzwurm vor, nicht stärker als 6^{mm} und nicht länger als 150^{mm}; er frass nach allen Richtungen, jedoch meistens in der Richtung der Fasern, er ging aber niemals unter Sand und Schlamm. Im Hafen von San Francisco kommt dieser und ein anderer Wurm, 12^{mm} stark und mehrere Decimeter lang, vor, der von unterhalb des Grundes bis zur Hochwasserlinie frisst.

Fig. 2 zeigt die Ausdehnung von Rattle snake Island im September 1875. Die ersten 240^m der neuen Formation sind mit kleinen Dünen bedeckt, die eine kräftige Dünenhafer-Vegetation besitzen, indem der Samen, älteren Pflanzen entnommen, am Strande zerstreut wurde.

In wenigen Jahren wird das neue Stück von Dünen ganz bedeckt und seine Stabilität gesichert sein. Unterhalb *P* ist der Sand an beiden Seiten des Baues bis zur halben Fluth und höher aufgehäuft, und schützt daher vollständig vor Wurm, alle ferneren Ungelegenheiten werden daher nur von der natürlichen Fäulniss des Holzes herkommen. Da dasselbe stets nur Meerwasser ausgesetzt ist, vorher aber gut getrocknet war, kann man wohl eine Dauer von 12—15 Jahren annehmen, und bis dahin wird sich schon eine natürliche Bank, wie zwischen *X* und *P*, gebildet haben.

Die Kosten dieses Baues sind für ähnliche Ausführungen an anderen Orten nicht massgebend, da ausserordentliche Verhältnisse obwalteten, z. B. ein Theil der Arbeiter von San Francisco bei 10 Dollar Passagegeld beigebracht werden musste. Die 305^m Construction Fig. 4 als die 610^m Construction Fig. 3 angenommen, hatten wir 1740^m einfaches Pfahlwerk, welches rund 227.000 Dollar kostete; also der laufende Meter rund 130 Dollar. Das doppelte Pfahlwerk zeigte sich als unnöthig, indem die einfache Construction vollständig genügte, und selbst einer stärkeren Beanspruchung als die erstere widerstand; nur wenn sich der Sand nicht so anlegen würde, wie zu erwarten ist, würde diese starke Construction grosse Dienste leisten, da sie, 3.66^m breit, bis oben mit Steinen gefüllt ist. Vor der Fertigstellung der Holz-Construction zeigte es sich, dass mehr Geldmittel vorhanden waren, als zu erwarten stand, und es wurde daher beschlossen, den Rest der Trace, 610^m, bis zu Deadmans Island in schwerer Steinschüttung auszuführen. Ihre Krone wurde auf halbe Fluthhöhe festgesetzt, um dem Ende der Fluth freien Eintritt zu gestatten, hingegen den zweiten Theil der Ebbe über die Sandbank zu lenken. Es wurde ein Contract für Lieferung von Steinen à 0.25 bis 4.00 Tonnen gemacht. Sie wurden von Segelschiffen gebracht, auf schwere Leichterfahrzeuge geladen, welche zu diesem Zwecke gebaut und mit

Krahn und Maschine versehen waren, und von da aus versetzt. Von der ursprünglichen regelmässigen Curve wurde abgegangen, um ein Riff zu erreichen, welches sich von Deadmans Island ungefähr 150^m gegen *H* erstreckte; dieses Riff wäre durch die Strömung doch nicht entfernt worden, und bildete zugleich die Linie des flachsten Wassers. Am Ende des doppelten Pfahlwerkes war ein Trichter von 46^m Durchmesser und 4·3^m Tiefe bei ordinär Niederwasser, von dort bis *H* war eine durchschnittliche Tiefe von 1·2^m, welche gegen die Insel bis auf *O* abnahm.



Die Herstellung dieser Steinschüttung erforderte grosse Vorsicht und Sorgfalt. Die grossen Steine wurden von dem genannten Krahn-Leichter aus versenkt, der sie oft bei niedrigem Wasser in Deckhöhe und darüber versetzen musste; für die kleinen Steine wurden drei Prähme von 12·20^m × 5·49^m × 0·92^m und 50 Tonnen Tragfähigkeit gebaut und drei weitere mit 28 Tonnen gemiethet, von denen die Steine mit der Hand in's Wasser geworfen wurden. Es wurde zuerst eine Lage Steine von *B* bis *H* gelegt, um den Boden vor Auskolkung zu sichern; dies geschah mit sechs Prahmladungen täglich oder circa 250 Tonnen in sechs Tagen während Nippfluth. Jeder Prahm löschte über seine Langseite die halbe Ladung, und wurde dann um seine Länge nach vorne verholt, löschte dann die andere Hälfte an der Stelle, wo der vordere gelegen hatte etc.; es blieb dadurch keine Oeffnung in der Linie.

Durch dieses Vorgehen wurden 20.000 Tonnen vom Anschlag erspart, welche für Ausschwemmen und Setzen angenommen waren. Die Steinschüttung wurde auf + 1·22^m Höhe durchgeführt und 0·30^m auf Setzen gerechnet. Es wurden zuerst die kleinen Steine geschüttet und darauf die grossen geworfen, welche stellenweise durch die Brandung weggerissen wurden; aber das machte der unteren Schüttung nichts, sie wurde durch Muscheln und Seetang eng verbunden und hielt sehr gut. Der Damm hatte eine Kronenbreite von 3·7—6·1^m und natürliche Böschungen; in weniger als zwei Jahren hatte sich der Sand an beiden Seiten bis ordinär Niederwasser und darüber gelagert. Er brauchte 13.000 Tonnen Steine und war in einem Sommer vollendet; die Kosten beliefen sich auf circa 52 Dollar per laufenden Meter. Er entsprach vollständig den gehegten Erwartungen. Wenn bei Ebbe noch 0·92^m Wasser über dem Damm und die Strömung über der Sandbank 2½ Meilen per Stunde (1·1^m per Secunde) war, mass die Strömung quer über den Steindamm nie mehr als ½ Meile oder ein Fünftel der Geschwindigkeit auf der Sandbank, ein Resultat der grösseren Reibung des Wassers über die Steinschüttung. Bei Fluth war die Geschwindigkeit der Strömung über dem Damm stets grösser als in der correspondirenden Ebbezeit, was jedenfalls der beinahe immer herrschenden Dünung zuzuschreiben ist.

Als das Haupt-Pfahlwerk vollendet war, erwartete man, dass eine sichtbare Vertiefung des Canals stattfinden werde, und es wurden, um diese zu bestimmen, verschiedene Querprofile gepeilt; aber es fanden sich keine merklichen Veränderungen. Die Geschwindigkeit war bedeutend

erhöht, das Ebbwasser von Sand gesättigt, welcher seewärts getrieben, aber nicht zurückgebracht wurde, da das Fluthwasser blau und klar war; von Deadmans Island sah man bei einer starken Springebbe den Ocean in einer fächerförmigen Fläche von über 1000^m bewegt und getrübt, und dennoch bildete sich kein kenntlicher Canal. Immerhin war es unzweifelhaft, dass die Sandbank in ihrer ganzen Breite angegriffen wurde, obwohl man die tägliche, ja selbst wöchentliche Vertiefung nicht ohne genaue Instrumente messen konnte, welche in der nächsten

Nähe der offenen Mündung nicht anwendbar waren. Von dem in Bewegung befindlichen Sand kam auch ein Theil von dem inneren Canal, welcher langsam seewärts vorzurücken begann. Es lag nun die Gefahr nahe, dass die erhöhte Geschwindigkeit die Sandbank nach aussen verschoben werde, wo sie noch schwerer zu behandeln wäre.

Es musste daher danach gestrebt werden, die Strömung zu concentriren, um eine Rinne durch die Sandbank zu schaffen. Während der Steindamm *B Z* gebaut wurde, wurde zu diesem Zwecke ein anderer in Form einer Buhne *J* 92^m lang bis in ordinär Niederwasserhöhe hergestellt. Der Erfolg war ein guter. Vor und gegen 100^m an beiden Seiten der Buhne entstanden Vertiefungen, und eine noch grössere Wirkung war unmittelbar oberhalb (gegen die Bucht zu) zu bemerken. Die 1·8^m Curve dehnte sich aus und zog sich gegen die Mündung zu (vergleiche Fig. 1 und 2), ebenso die 3·7^m Curve. Da sich der Canal nun zu sehr gegen den Steindamm *B Z* wendete, wurde die Buhne *J* auf 183^m verlängert und die ersten 92^m auf + 1·06^m (halbe Fluth) erhöht. Um nun ferner zu verhindern, dass sich der Canal zu sehr dem gegenüberliegenden Ufer näherte, wurde ein kurzer Einbau *N* hergestellt und seine Krone auf ordinär Niederwasser angeordnet. Er bildete mit dem Riff eine lange Buhne von *A* aus 370^m, wovon die Hälfte bei halber Fluth, das ganze bei ordinär Niederwasser trocken lag. Diese Buhne wurde Ende März und Anfang April 1874 gebaut, und sechs Monate nach der Vollendung des Haupt-Steindammes war sie 76^m lang.

Die Peilung unmittelbar nach Vollendung der Buhne *N* zeigte schon, dass die 1·8^m Curve sich 69^m über die Linie *A J* gezogen hatte, mit einer Weite von durchschnittlich 122^m und einer Tiefe von 2·1^m bis 2·4^m unmittelbar dahinter. Ebenso bildete sich eine 1·8^m Mulde, 300^m lang und im Durchschnitt 50^m breit. Auch vor der Mündung waren Veränderungen zu bemerken. Die Strömungen arbeiteten jedenfalls sehr kräftig, verschwendeten aber umthig Kräfte zur Bildung von Seitencanälen; um dies zu verhindern, wurde Buhne *J* in ihrer ganzen Länge auf halbe Fluthhöhe gebracht, Buhne *N* aber um die wenigen Zoll, welche sie sich gesetzt hatte, aufgehöhht und um 15^m verlängert.

Fig. 2 zeigt das Resultat der letzten Peilung vom December 1875, welches ganz befriedigend ist. Man beabsichtigt, 3^m—4^m Wassertiefe über der Sandbank herzustellen, respective so viel, als die Strömung zu erhalten im Stande ist; das gibt 5^m—6^m Tiefe bei Springzeit, und genügt einem Hafen II. Classe und einem bedeutenden Handel, bei richtiger Benützung, vollständig.

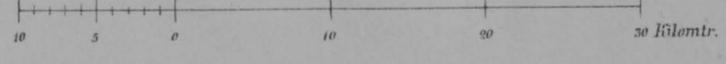
SITUATIONSPLAN DER VON HERRN B. STATKOWSKI PROJECTIRTEN

ÜBERSCHIENUNGEN DES KAVKASUS

über den Kwinamt-Pass (Wladikawkas-Awtschali) und über den Maga-Pass (Elchotowo-Gori).



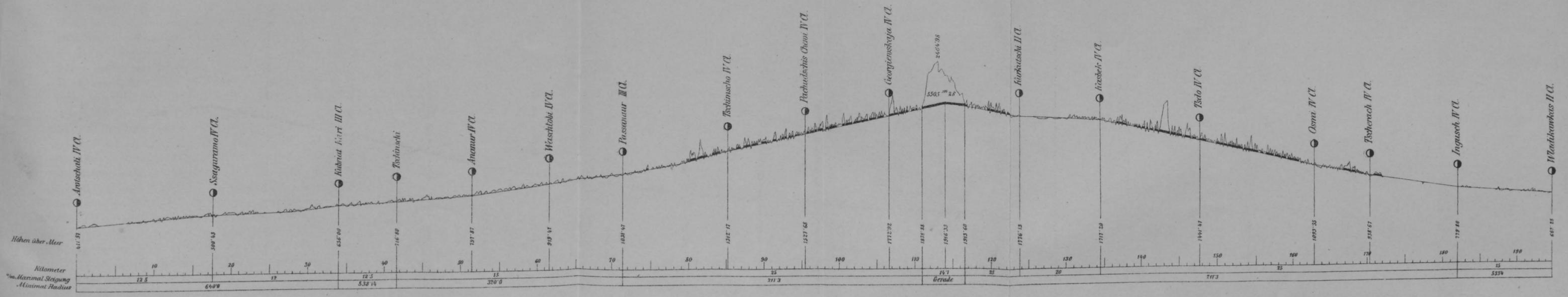
Maaßstab 1:420,000.



Tiflis

GENERAL-LÄNGENPROFILE DER VON HERRN STATKOWSKI PROJECTIRTEN
ÜBERSCHIENUNGEN DES KAVKASUS.

Kwinant-Pass-Überschiebung (1873-1874)



Maga-Pass-Überschiebung (1875-1876)

