

DIE TALSPERREN ÖSTERREICHS

SCHRIFTENREIHE · HERAUSGEGEBEN VON DER
ÖSTERREICHISCHEN STAUBECKENKOMMISSION
UND DEM ÖSTERREICHISCHEN WASSERWIRTSCHAFTSVERBAND WIEN · SCHRIFTFÜHRUNG:
PROF. DR. HERMANN GRENGG

HEFT 7

Dozent Dipl. Ing. Dr. techn. Erwin Tremmel
Limbergsperre
Statistische Auswertung
der Pendelmessungen

WIEN 1958 · IM SELBSTVERLAG DES
ÖSTERREICHISCHEN WASSERWIRTSCHAFTSVERBANDES

DIE TALSPERREN ÖSTERREICHS

*Dozent Dipl. Ing. Dr. techn. Erwin Tremmel
Limbergsperre
Statistische Auswertung
der Pendelmessungen*

WIEN 1958 · IM SELBSTVERLAG DES
ÖSTERREICHISCHEN WASSERWIRTSCHAFTSVERBANDES

1.1.

Über die Limbergsperre, die im Rahmen des Gesamtprojektes der Kraftwerksgruppe Glockner-Kaprun in den Jahren 1947 bis 1951 von der Tauernkraftwerke A.G. erbaut wurde, ist im in- und ausländischen Fachschrifttum eingehend berichtet worden; wir werden uns im folgenden daher auf die Wiedergabe des Wesentlichen beschränken und verweisen hinsichtlich der Einzelheiten auf die im Literaturverzeichnis angeführten Veröffentlichungen.¹⁾

Die Limbergsperre liegt am Nordende des sich in nord-südlicher Richtung erstreckenden trogartigen Hochtales der Kapruner Ache und schliesst einen Speicherraum von 86 hm³ ab. Die Sperrenstelle selbst ist durch die natürliche Verengung des Talausganges und die dort anstehende, aus festen Felsrippen gebildete Schwelle gegeben. Bis auf einen, auf das oberste Drittel des orographisch linken Hanges beschränkten Bereich, in dem die Felsflanken flacher einfallen, kann der Talquerschnitt als annähernd symmetrisch bezeichnet werden. (Abb. 1).

Diesen für die Ausführung einer Gewölbemauer günstigen topographischen Gegebenheiten entsprechen auch die geologischen Verhältnisse: das anstehende Gebirge, aus frischem und im allgemeinen standfestem Kalkglimmerschiefer aufgebaut, bietet Gewähr für eine sichere Aufnahme der von der Mauer auf Talgrund und -flanken ausgeübten Beanspruchungen. Freilich mussten die bei Kalkgesteinen zur Beckendichtung erforderlichen Massnahmen mit der nötigen Sorgfalt durchgeführt werden; sie haben sich in dem nunmehr sechsjährigen Bestand der Sperre durchaus bewährt.

1.2.

Die Mauer hat eine grösste Höhe von rund 120 m, ihre Kronenlänge beträgt etwa 350 m (Abb. 2). Mit den aus diesen Angaben folgenden Kronenlängen - Kronenhöhenverhältnis von $350/120 \approx 2,9$ werden die lotrechten Tragelemente (Kragträger) in stärkerer Masse zur Aufnahme der einwirkenden Kräfte herangezogen: im Hinblick auf ihre statischen Eigenschaften ist die Limbergsperre demnach als Bogengewichtsmauer zu bezeichnen. Diesem Tragverhalten entsprechend musste die Mauer in ihren Lotschnitten genügend stark gehalten werden, um das Auftreten höherer Zugspannen am Sperrenfuss mit Sicherheit verhindern zu können.

Von den aus den Abbildungen 2 und 3 ersichtlichen weiteren geometrischen Daten seien hier nur die wichtigsten aufgezählt.

Stauziel	1672,00 m
Höhenkote des Kronenbogens	1672,80 m
Kronenradius	187,80 m
Kronenstärke	6,00 m
Stärke des Mauerfusses	45,00(37,00) m
Gesamtinhalt	rund 450.000 m ³

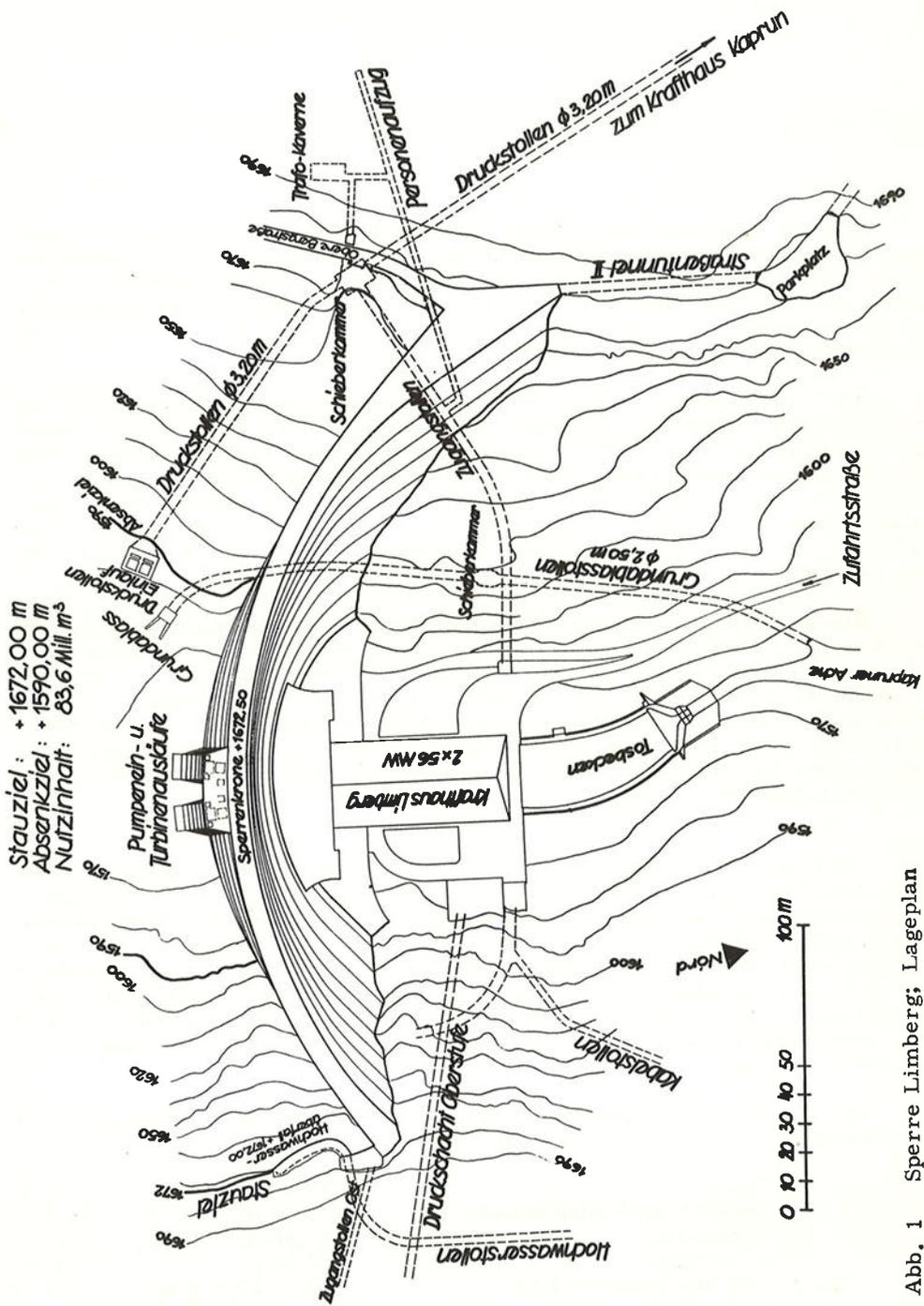
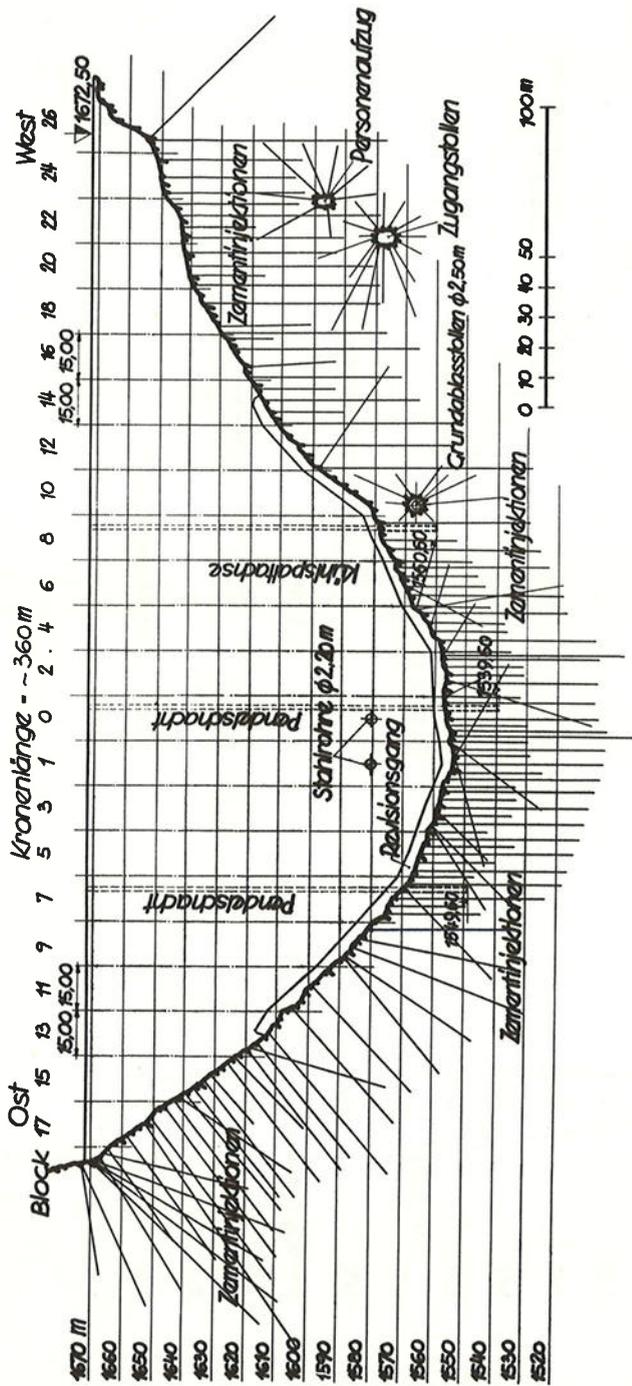


Abb. 1 Sperranlage Limberg; Lageplan



P 1212/2

Abb. 2 Sperre Limberg; abgewickelter Längenschnitt

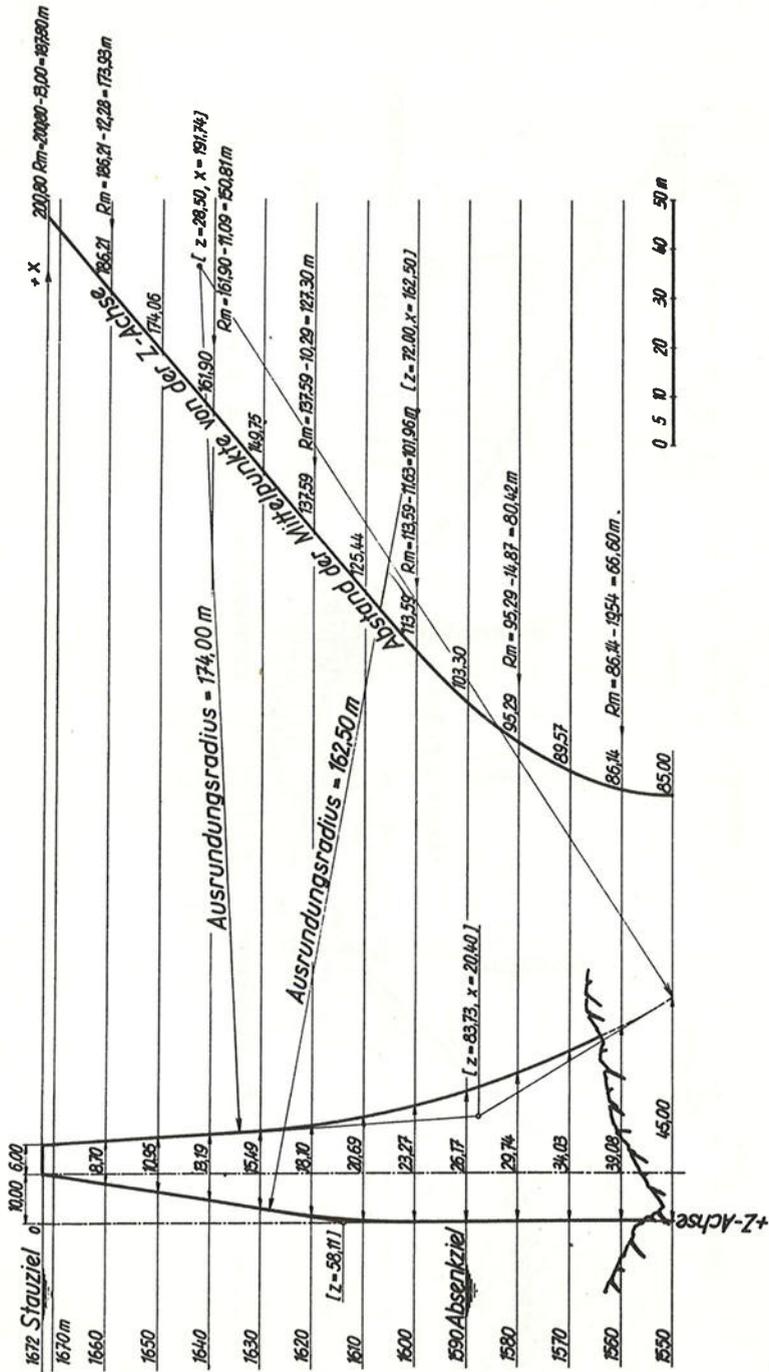


Abb. 3 Sperre Limberg; Mittelschnitt u. Verlauf der Krümmungsmittelpunkte

Die horizontalen Bogenlamellen konnten, den topographischen und geologischen Verhältnissen angepasst, nur in ihren mittleren Bereichen als Kreisringsektoren konstanter Dicke ausgeführt werden. Um genügend steil zu den Felshängen anlaufende Bogen zu erzielen, waren an diese Lamellen konstanter Dicke von exzentrischen Kreisen begrenzte Korbbogen anzuschliessen, die in Kämpfernähe in die geradlinig begrenzten Anläufe übergehen. Die oben erwähnte, im obersten Drittel des linken Hanges eintretende Verflachung des Hanges erforderte eine entsprechende Verlängerung dieser keilförmigen Anläufe.

Bei der beschriebenen Form der Bogenlamellen kann von Zentriwinkeln im üblichen Sinne kaum gesprochen werden; wir haben daher im vorliegenden allgemeinen Bericht von der Angabe diesbezüglicher Daten abgesehen.

2.1. Statische Berechnung

Die statische Hauptberechnung wurde nach dem Lastaufteilungsverfahren unter Zugrundelegung eines aus sechs Bogenlamellen und ebensoviel Kragträgern bestehenden Rostsystems für vollen Aufstau (Abb. 4) durchgeführt. Die Knoten dieses Rostsystems werden hierbei frei verdrehbar und tangential verschieblich angenommen, bei der Lastaufteilung also lediglich die Radialverschiebung berücksichtigt.

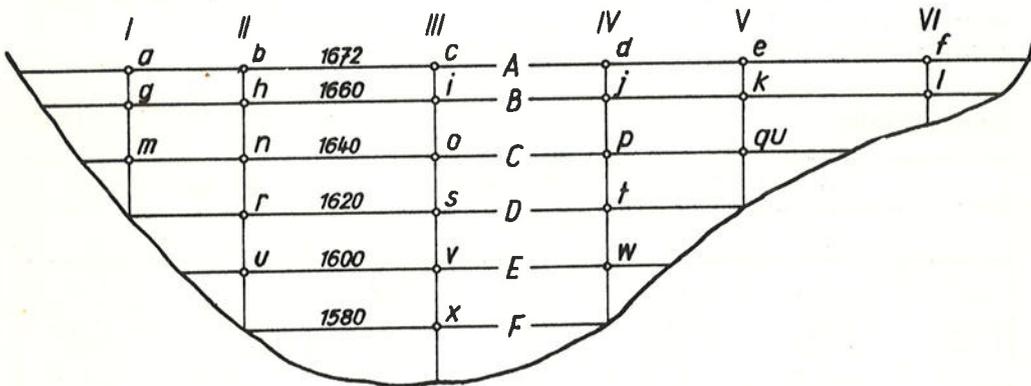


Abb. 4 Rostsystem des sechs-schnittigen Lastausgleiches.

Ebenso halten sich alle anderen, nachstehend angeführten Annahmen in dem für diese Berechnung üblichen Rahmen.

2.2. Allgemeine Voraussetzungen

Beton homogen und isotrop.

Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes und der Navier'schen Hypothese (in den unteren dicken Bogen Berücksichtigung der hyperbolischen Spannungsverteilung), Einbeziehung der Längenänderungen und Gleitungen.

Widerlagernachgiebigkeit

Verhältnis des Verformungsmoduls des Gebirges zum E-Modul des Betons $E_F/F_B = 0,75$. Die von der Felsnachgiebigkeit herrührenden Widerlagerbewegungen wurden nach den vereinfachten Vogt'schen Formeln berechnet.

2.3. Lastannahmen

Eigengewicht des Betons (auf Grund von Laboratoriumsversuchen)

$$\gamma_B = 2,4 \text{ t/m}^3$$

Die Formänderungen zufolge Eigengewicht gehen bei offenen Blockfugen vor sich und beeinflussen daher den Radialausgleich nicht.

Wasserdruck bezogen auf Vollstau (Spiegelhöhe 1672,00).

Temperaturen

Die Verteilungen wurden in Anlehnung an die Ergebnisse der bei anderen Hochgebirgssperren durchgeführten Temperaturmessungen angenommen; die den einzelnen Horizontal- und Vertikalschnitten zugeordneten Temperaturkurven wurden wie üblich durch Geraden angenähert.

Unter der im allgemeinen gebräuchlichen Annahme bei offenen Radialfugen spannungslos vor sich gehender Temperaturverformungen werden die Temperaturen auf die Fugenschlusstemperatur (4°) bezogen.

2.4. Spannungen unter hydrostatischer Belastung

Um einen Überblick über die Größenordnung der Spannungen zu geben, seien nachstehend die unter hydrostatischer Belastung bei Vollstau für einige ausgezeichnete Punkte berechneten Spannungen angeführt:

Bogenlamellen

t/m²

Kote	Bogenscheitel		Kämpfer Ost		Kämpfer West	
	σ_W	σ_L	σ_W	σ_L	σ_W	σ_L
1672	+ 340,4	+ 143,0	+ 98,3	+ 215,1	+ 56,5	+ 57,9
1660	+ 378,6	+ 123,4	+ 115,0	+ 234,0	+ 65,8	+ 82,4
1640	+ 413,8	+ 92,2	+ 57,1	+ 345,1	+ 106,0	+ 173,4
1620	+ 401,9	+ 53,7	- 26,4	+ 413,8	+ 33,7	+ 310,3
1600	+ 346,7	+ 12,9	- 51,9	+ 372,3	- 49,0	+ 373,0
1580	+ 262,4	- 34,8	- 21,9	+ 255,3	- 41,4	+ 284,6

Kragträgerlamellen

t/m²

Kote	Kragträger II		Kragträger III		Kragträger IV	
	σ_W	σ_L	σ_W	σ_L	σ_W	σ_L
1660	+ 57,8	- 11,1	+ 53,4	- 5,4	+ 53,8	- 7,0
1640	+ 100,9	+ 7,0	+ 85,6	+ 30,6	+ 90,0	+ 19,7
1620	+ 82,5	+ 72,7	+ 52,3	+ 125,0	+ 66,4	+ 93,4
1600	+ 71,9	+ 109,8	+ 19,8	+ 211,0	+ 56,5	+ 135,8
1580	+ 57,7	+ 115,7	- 6,5	+ 284,9	+ 72,8	+ 138,1

3. Bauvorgang

Wegen der beträchtlichen Abmessungen der Mauer mussten, um Schwind- und Temperaturrisse zu vermeiden, die verschiedenen Möglichkeiten zur Wärmeabfuhr, die Zementdosierung usw. besonders genau überprüft werden. Die Sperre wurde entlang der Kronenachse in 15 m breite, durch Radialfugen voneinander getrennte Betonierabschnitte unterteilt. Zur Erreichung einer möglichst wirksamen Kühlung wurden diese Radialfugen zu 1,20 m breiten Kühlspalten erweitert, die jeweils erst in dem auf die Betonierung der einzelnen Blöcke folgenden Baujahr geschlossen wurden. Ein weiteres Jahr später wurde schliesslich die Bogenwirkung durch Auspressen der Doppelfugen zwischen Kühlspaltfüllung und Betonierblock aktiviert; die Injektionen wurden - soweit es die klimatischen Verhältnisse der Höhenbaustelle erlaubten - in üblicher Weise am Frühjahrsbeginn durchgeführt, d.h. zum Zeitpunkt einer möglichst tiefen Abkühlung des Sperrenkörpers. Der Mittelwert dieser Fugenschlussstemperatur wurde - wie oben angegeben - auf Grund von Messungen mit rund 4° bestimmt. Hinsichtlich verschiedener Einzelheiten, wie Fugenverzahnung, Abdichtung der Fugen, Injektionssystem usw. muss auf die ausführliche Arbeit von H. Schüller¹⁾ verwiesen werden. In jenen Zonen, in denen die Mauerdicke mehr als 20 m beträgt, wurden diese Radialblöcke noch durch Längsblöcke unterteilt, deren Grösse in Abhängigkeit von der Standsicherheit der Teilblöcke sowie der Betonierleistung festzulegen war (Abb. 5). Erwähnt soll noch werden, dass aus energiewirtschaftlichen Gründen bereits Ende des zweiten Baujahres mit dem ersten Zwischenstau begonnen werden musste, wobei die unterhalb des Stauspiegels liegenden, zum Teil noch freien Kühlspalte durch Dammbalken abzuschliessen waren.

4. Messeinrichtungen

Die in die Limbergssperre eingebauten Messeinrichtungen sollen im folgenden kurz beschrieben werden (siehe auch Abb. 6).

4.1. Auftrieb und Porenwasserdruck

Zur Messung des Auftriebes gelangten hier am Felsgrund aufgesetzte gusseiserne "Sammelglocken" zur Verwendung, die mit den im Kontrollgang angeordneten Manometerablesestellen verbunden sind; eine Umleitung über einen Dreiweghahn gestattet ferner die Messung der anfallenden Wassermengen. In gleicher Weise wurde auch der Porenwasserdruck beobachtet, wobei hier anstelle der Sammelglocken perforierte "Sammelkugeln" treten.

4.2. Dehnungs- und Spannungsmessungen

Zur Bestimmung der Verzerrungen wurden an einer Reihe von Punkten Teledeformeter angebracht; von den bekannten Typen wurden hier jene verwendet, die Längenänderungen durch Änderungen des elektrischen Widerstandes einer Drahtwicklung anzeigen. Je nach dem an der Einbaustelle zu erwartenden Spannungs- bzw. Verzerrungszustand wurden die Instrumente zur Festlegung des Verzerrungstensors nahe der Aussenflächen in vier Richtungen (3 Komponenten des annähernd ebenen Tensors + 1 Kontrolleinrichtung) und im Sperreninnern in 9 verschiedenen Richtungen (6 Komponenten des räumlichen Tensors + 3 Kontrolleinrichtungen) verlegt.

Wir wollen nicht verschweigen, dass die Bestimmung des Spannungszustandes in Massenbetonbauwerken mit Hilfe von Dehnungsmessern auch bei der Limbergssperre noch auf manche Hindernisse stiess. Abgesehen von der Schwie-

Schnitt durch den Schützenschacht

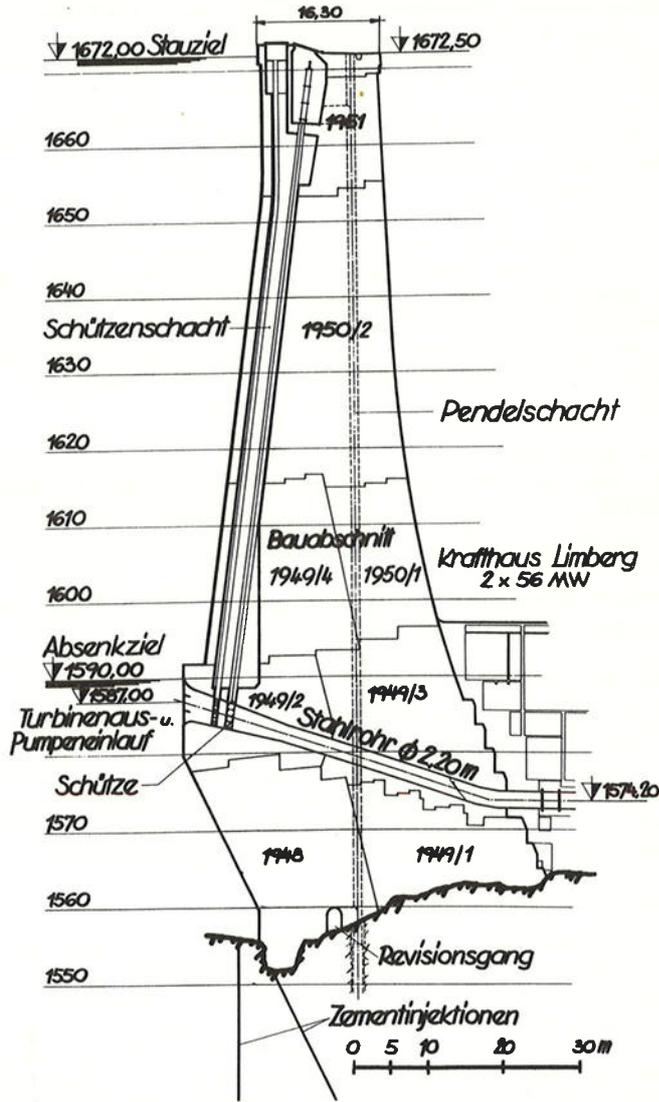


Abb. 5 Sperre Limberg; Mittelschnitt mit Betonierabschnitten

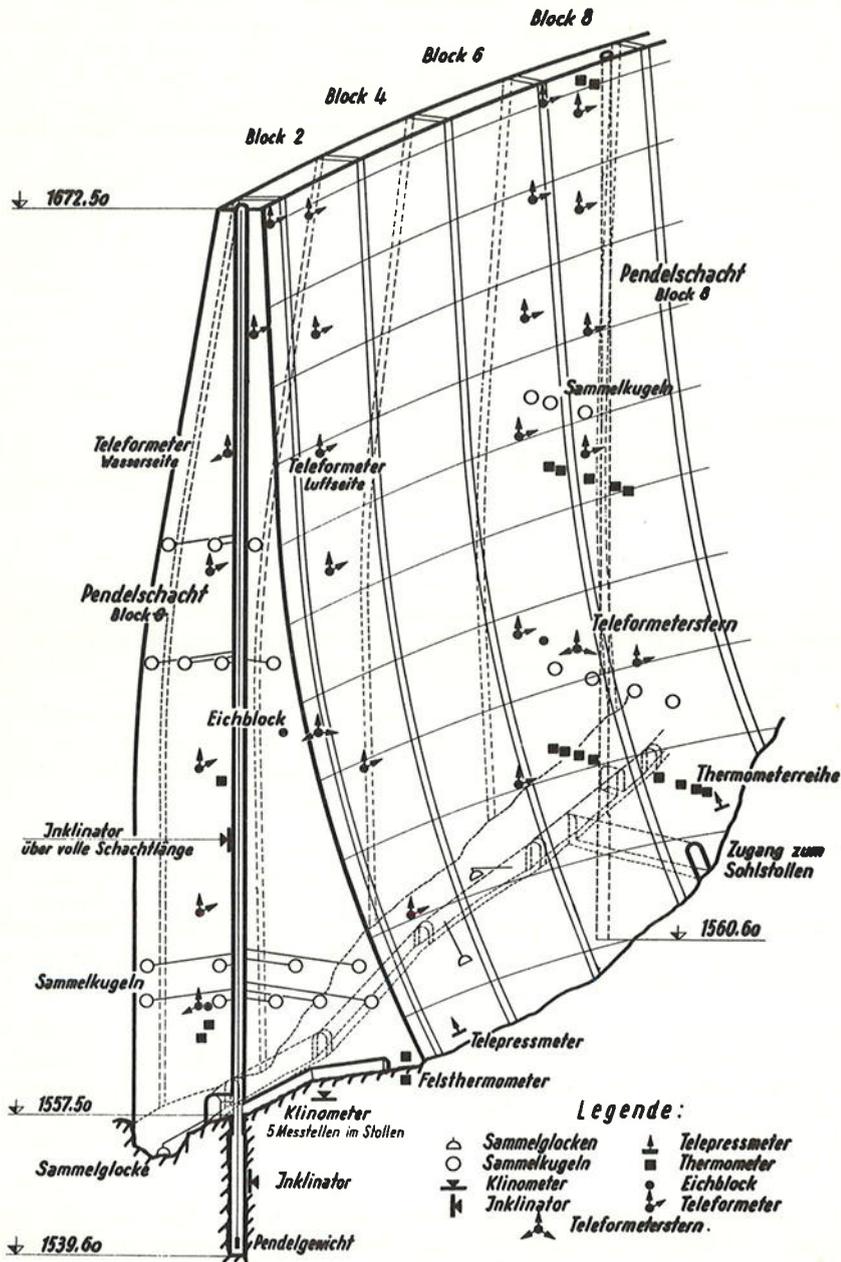


Abb. 6 Schema der Messeinrichtungen

rigkeit, die eine Trennung der spannungsbedingten Verzerrungen von den aus anderen Ursachen entstehenden mit sich bringt, waren die hier eingebauten Instrumente ziemlich anfällig gegen Eindringen von Feuchtigkeit usw. Die durchgeführten Kontrollen, wie etwa die Überprüfung der Invarianz der an zwei verschiedenen rechtwinkligen Tripeln ermittelten kubischen Dilatation ($\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{\xi\xi} + \varepsilon_{\eta\eta} + \varepsilon_{\zeta\zeta}$) führte kaum zu den erwarteten Resultaten. Es muss allerdings betont werden, dass die von der gleichen Unternehmung für die während der Jahre 1951 bis 1955 erbauten Sperren der Oberstufe des Tauernkraftwerkes (Drossen- und Moosersperre) gelieferten Instrumente weitgehend verbessert wurden; die eben erwähnten, auf der Invarianz der kubischen Dilatation aufgebauten Kontrollen führen nunmehr zu überraschend guten Ergebnissen. Das gleiche gilt übrigens auch von den seinerzeit in die Limbergssperre zur unmittelbaren Spannungsmessung eingebauten Druckdosen (Telepressmeter). Auch diese Instrumente sind inzwischen weiterentwickelt worden. Die an der Drossensperre mit ihnen durchgeführten Messungen liefern - soweit sie rechnerisch oder durch Modellversuche überprüft werden konnten - ziemlich wirklichkeitstreue Ergebnisse.

Die Temperaturmessungen wurden mit den bekannten, ebenfalls auf dem Widerstandsprinzip beruhenden Fernthermometern vorgenommen; auch hier muss auf die Empfindlichkeit dieser Instrumente gegenüber Feuchtigkeitseinflüssen hingewiesen werden. Die Thermometer lieferten in der ersten Zeit nach ihrem Einbau zwar richtige Resultate, fielen aber unter dem Einfluss eindringender Feuchtigkeit verhältnismässig rasch aus. Mit den zu Baubeginn in den unteren Betonierabschnitten eingebauten Geräten erhält man zwar Angaben über durch die Abbindewärme des Betons bestimmte Temperaturfelder, in den späteren Jahren jedoch, in denen Aufschlüsse über das reguläre, vom Jahrestemperaturgang und dem jeweiligen Stau abhängige Temperaturfeld von Interesse wären, sind diese Instrumente zumeist ausgefallen. Auch hier ist zu bemerken, dass die seither gelieferten Fernthermometer verbessert wurden und das Versagen oder gänzliche Ausfallen eines solchen Gerätes Ausnahme und nicht mehr Regel ist.

Bei dieser Gruppe von Instrumenten, die vor allem der Überprüfung der physikalischen Eigenschaften der Sperre dienen sollen, seien schliesslich noch die Feuchtigkeitsmesser genannt. Die bei der Limbergssperre zu diesem Zweck verwendeten Messgeräte sind gleichfalls auf dem Widerstandsprinzip aufgebaut und registrieren die vom jeweiligen Feuchtigkeitsgehalt abhängige Änderung des Widerstandes einer elektrolytischen Masse.

Auf Messungen zur Bestimmung des Deformationszustandes der Sperre wurde besonderes Gewicht gelegt. Obwohl diese Messungen begrifflicherweise auf die Ermittlung der Verschiebungen einzelner ausgezeichnete Punkte oder der Richtungsänderungen ausgezeichnete Geraden beschränkt bleiben müssen, liefern sie die sicherste und zuverlässigste Aussage über das statische Verhalten der Mauer.

An der Limbergssperre wurden daher drei Pendel eingebaut, und zwar im Mittelblock und den beiden Randblöcken 7 und 8. Die Schächte wurden dabei bis etwa 20 m unter die Aufstandsfläche geführt, um auch die Bewegungen des Sperrfundamentes beobachten zu können. Die Ablesungen erfolgten mit Hilfe von Setzmikroskopen.

Über die Auswertung der am Mittelblock beobachteten Pendelausschläge und ihre Deutung soll weiter unten noch berichtet werden.

Deformationsmessungen wurden schliesslich - abgesehen von den regelmässig durchgeführten Alignements - auch mit Inklinometern vorgenommen, mit denen bekanntlich die örtliche Neigung, also die Tangente der Biegelinie oder, besser ausgedrückt, die Richtungsänderung einer in einem beliebigen Querschnitt ausgewählten Geraden gemessen wird.

Wir werden auf die Ergebnisse dieser Beobachtungen hier nicht eingehen, sondern uns - wie angekündigt - nunmehr den Pendelmessungen und den bei den Tauernkraftwerken zu ihrer Auswertung entwickelten Verfahren zuwenden.

5. Auswertung der Pendelmessungen

5.1.

Wir definieren die Pendelausschläge als die zeitlich veränderlichen gegenseitigen Verschiebungen der ungefähr in Kronenhöhe angeordneten Aufhängungspunkte und der Ablesepunkte in der Sperrensohle oder dem Felsuntergrund. Die Verschiebungen setzen sich bekanntlich zusammen aus einem vom Wasserdruck und einem vom Temperaturwechsel hervorgerufenen Anteil. Das Ziel unserer Untersuchungen wird es sein, Aufschlüsse über die Grenzwerte der voneinander getrennten Anteile zu erhalten. Am einfachsten erschiene es, die aus der statischen Berechnung für den Fall des angreifenden hydrostatischen Druckes berechneten Differenzen der Verschiebungen zwischen Aufhänge- und Ablesepunkten von den gemessenen Werten abzuziehen. Dieser Weg erweist sich jedoch als nicht gangbar. Die statische Berechnung, in der das räumliche Tragwerk durch einen Rost ersetzt wird, dessen horizontale und vertikale Tragelemente - Bogenlamellen und Kragträger - als schlanke Stäbe im Sinne der Baustatik aufgefasst wurden, kann keine Aussage über den tatsächlichen Deformationszustand liefern. Ziel und Zweck der statischen Berechnung ist es, Aufschluss über Grenzwerte der Standsicherheit, also des Spannungszustandes im Mauerkörper, zu erhalten. Im Hinblick auf die Unmöglichkeit einer exakten und wirklichkeitstreuen Erfassung aller Einflüsse müssen Idealisierungen und Vereinfachungen getroffen werden.

Bei der Berechnung von Grenzwerten der Spannungen bleiben verschiedene von den in Wirklichkeit vorhandenen Bindungen mit voller Absicht unberücksichtigt: so wurden hier, wie oben bereits erwähnt, die einzelnen Stäbe in ihren Kreuzungspunkten verschieblich angenommen. Aber auch eine Zuschärfung der Rechnung, wie sie etwa durch Vergrösserung der Anzahl der Roststäbe und Aufhebung der genannten Freiheitsgrade - also durch zusätzlichen Ausgleich der gegenseitigen Verdrehungen und Tangentialverschiebungen erzielt würde, könnte kaum ein wirklichkeitstreuere Bild des Verschiebungszustandes liefern: unbekannt bleiben, um nur einige Beispiele zu nennen, die tatsächlichen Einflüsse der Gebirgsnachgiebigkeit, die Auswirkung des Quellens, des tatsächlich auftretenden Sohlwasserdruckes und die Wirkung des Kriechvorganges, die gleichfalls nur innerhalb bestimmter Extremwerte einzugrenzen ist.²⁾ Es muss natürlich betont werden, dass diese Feststellungen vor allem für grosse Gewölbemauern, wie wir sie in der Limbergssperre vor uns haben, gelten: hier ist der Einfluss der Gebirgsnachgiebigkeit gross, hier wirkt sich der Ersatz der scheibenartigen Tragelemente der Bogenlamellen in den unteren Horizonten und der Kragträger durch "Stäbe" besonders stark auf das Bild des Deformationszustandes aus.

Was über die wirklichkeitstreue Erfassung des von der hydrostatischen Belastung hervorgerufenen Verschiebungsfeldes gesagt wurde, gilt in noch viel stärkerem Masse von den aus Temperaturänderungen resultierenden Verschie-

bungen. Wieder liefern die üblichen Temperaturannahmen Extremwerte der Spannungen, aber keineswegs Abbilder des wirklich auftretenden Spannungs- und Verschiebungszustandes. Die aus der Stabstatik übernommene Aufspaltung des für einen Querschnitt angenommenen Temperaturverlaufes in einen konstanten und einen linear veränderlichen Anteil, kann bei den Abmessungen der Talsperre nie auf einen realen Verschiebungszustand führen. Die Zuschärfung dieser Temperaturannahmen durch Berücksichtigung von Temperaturverteilungskurven, deren Einfluss auf Spannungen und Verschiebungen unter der für schlanke Stäbe zutreffenden Voraussetzung ebenbleibender Querschnitte einfach zu berechnen ist, gibt zwar ungünstigere Spannungsgrenzwerte - eine Übereinstimmung der so berechneten Spannungen und Verschiebungen mit tatsächlich gemessenen Werten ist kaum zu erwarten - weil all diesen Annahmen keinerlei physikalische Realität zukommt.

Die zeitliche Veränderlichkeit der Temperaturverteilung hat Ritter³⁾ unter der Annahme, dass der Jahresgang der Temperaturen etwa durch ein Cosinusetz dargestellt werden kann, berücksichtigt und die Temperaturen, Spannungen und Verschiebungen einer geraden Mauer physikalisch und statisch exakt berechnet.

Ähnliche Untersuchungen, die gleichfalls auf den nach einem Cosinusetz veränderlichen Temperaturjahresgang aufgebaut sind, hat Hirschfeld⁴⁾ für die Auskleidung eines Druckstollens, also den zylindrischen Hohlquerschnitt, angestellt. Von Parkus⁵⁾ wurde schliesslich der Fall des keilförmigen Körpers behandelt, wieder unter ähnlichen Voraussetzungen hinsichtlich der Zeitabhängigkeit der äusseren Temperaturen, wobei zunächst nur über das Temperaturfeld berichtet wird. Die Veröffentlichung der Untersuchungen der mit diesem verknüpften Spannungs- und Verschiebungsfelder steht noch aus. Im übrigen erfordert schon dieses so einfach erscheinende ebene Problem einen erheblichen mathematischen Aufwand. Die Darstellung der von Ritter für den einfachen Fall der geraden Mauer berechneten Temperaturfelder zeigt, dass die übliche Berechnung unter Annahme einer konstanten und einer linear veränderlichen Ersatztemperaturverteilung nur grobe Näherungsergebnisse für Spannungen und Verschiebungen liefern kann. Für die Querschnitte von Talsperren von der Form und den Abmessungen der Limbergssperre gilt das in gesteigertem Masse. In Wirklichkeit sind die Verhältnisse noch viel verwickelter: die Temperaturen des Sperrkörpers hängen nicht allein vom Jahresgang der Lufttemperatur ab, sondern werden wesentlich von der jeweiligen Lage des Stauspiegels beeinflusst (Abb. 7). Die mathematische Behandlung dieses Problems, deren Ziel die analytische Darstellung der funktionellen Zusammenhänge zwischen Stauhöhe, Temperatur-, Spannungs- und Verschiebungsfeld wäre, wurde bisher noch nicht versucht. Zu einem für die Praxis brauchbarem Ergebnis dürfte eine solche Rechnung wohl schon bei einfachen Dreieckquerschnitten nur unter idealisierenden Näherungsannahmen führen, wie etwa Ersatz des räumlichen durch ein ebenes System, Vereinfachung der Übergangsbedingungen usw.

Man sieht also, dass eine Vorberechnung der zu erwartenden Pendelausschläge kaum möglich ist. Anders wird die Sachlage, wenn wir das Problem umkehren und versuchen, die Abhängigkeit zwischen jeweiligem Stauspiegel und Pendelausschlag auf Grund der Beobachtungswerte, etwa nach statistischen Methoden oder den Verfahren der Ausgleichsrechnung zu bestimmen.

Wir werden daher trachten, die Einflüsse der hydrostatischen Belastung und der Temperatur auf eine plausible Weise zu trennen.

Mögliche Temperaturverteilung an einem Sommertag

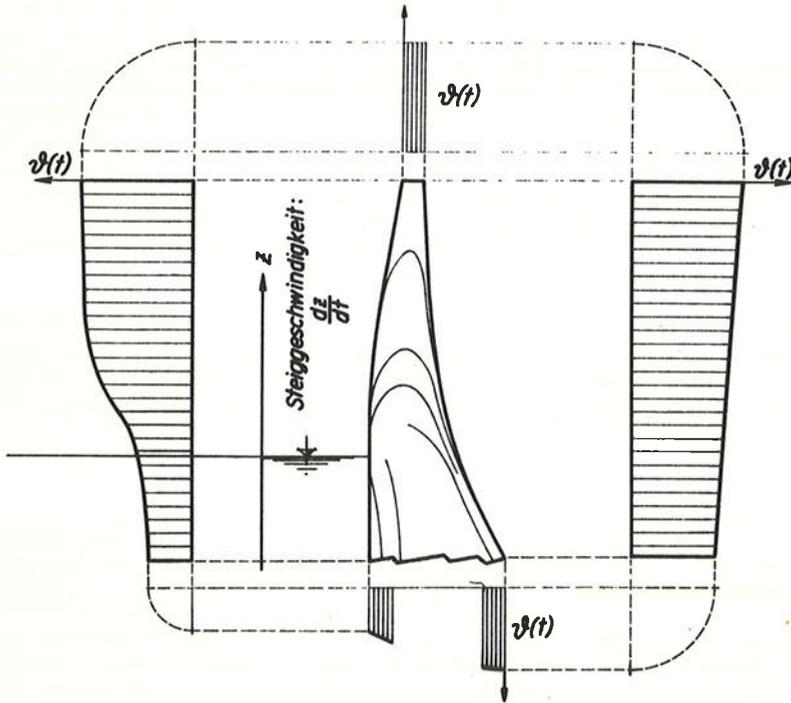


Abb. 7 Mögliche Temperaturverteilung an einem Sommertag

Über den Einfluss des Wasserdruckes können - auch ohne auf die numerischen Ergebnisse der statischen Berechnung einzugehen - konkrete Aussagen gemacht werden. Auf Grund dieser Aussagen aber wird es möglich sein, den Temperatureinfluss mit Hilfe der Methoden der Analysis empirischer Funktionen einzugrenzen. Mit Absicht wird hier - im Gegensatz zu den allgemein gebräuchlichen Verfahren^{6) 7)} - darauf verzichtet, funktionelle Abhängigkeiten zwischen den Pendelausschlägen und charakteristischen Temperaturen, oder charakteristischen zeitlichen bzw. örtlichen Temperaturgradienten abzuleiten.

Der hier zur Trennung dieser Einflüsse eingeschlagene Weg soll nun im folgenden etwas ausführlicher beschrieben werden, wobei wir zunächst auf einige allgemein bekannte Tatsachen hinweisen müssen. Vergleicht man die Ganglinie der Pendelausschläge, die wir im weiteren auch kurz als (Kronen-) Verschiebungen bezeichnen werden, mit der zugehörigen Staukurve, so fällt die stark ausgeprägte Abhängigkeit dieser Verschiebungen von nicht staubedingten Einflüssen sofort auf. Bei schlanken Mauern wird das Verschiebungsfeld bekanntlich im wesentlichen von den Temperaturveränderungen und erst in zweiter Linie auf dem auf sie wirkenden hydrostatischen Druck bestimmt.

Wir sehen also, dass zufolge der Temperaturänderungen gleichen Spiegelagen zu verschiedenen Zeiten verschiedene Verschiebungen entsprechen. Unter Voraussetzung eines Jahresspeichers mit zügigem Aufstau während der

Sommermonate und ebensolcher Abarbeitung in den Monaten November bis etwa Mai, wird jede Spiegellage in zwei Richtungen durchlaufen.

Die Unterschiede in den gemessenen Pendelausschlägen sind demnach - wie wir es zunächst ausdrücken wollen - in der Verschiedenheit der jeweiligen "Vorgeschichte" des Ereignisses, hier also des Erreichens einer bestimmten Staukote begründet. Wir wissen, dass sich diese "Vorgeschichte" im wesentlichen auf das zeit- und ortsabhängige Temperaturfeld des Sperrenkörpers beziehen wird. Nun vollzieht sich der Aufstau in der warmen Jahreszeit, während in den Wintermonaten abgearbeitet wird. Beim Aufstau erwärmt sich die Sperre demnach, der sinkende Wasserspiegel dagegen fällt zeitlich mit dem Vordringen der Winterkälte im Sperrenkörper zusammen. Wir können daher die "Vorgeschichte" - zwar ziemlich summarisch - durch die Vorzeichen des der jeweiligen Spiegellage zugehörigen Gradienten kennzeichnen.

Versuchen wir nun, unsere Überlegungen in eine mathematische Form zu bringen. Bezeichnen wir das vom Stauspiegel z , den wir von einem beliebigen, unterhalb des Absenkzieles angenommenen Nullpunkt aus zählen, der Temperatur ϑ und dem Ortsvektor x_i ($i = 1, 2, 3$) abhängige Verschiebungsfeld mit $u(x_i, z, \vartheta)$, so kann die Gleichung

$$u(x_i, z, \vartheta) = u_1(x_i, z) + u_2(x_i, \vartheta) \quad (1)$$

angeschrieben werden, in der das Verschiebungsfeld nach dem nur von der Lage z des jeweiligen Staus, d. h. vom hydrostatischen Druck abhängigen Anteil $u_1(x_i, z)$ und dem vom Temperaturfeld im Sperrenkörper abhängigen Anteil $u_2(x_i, \vartheta)$ aufgespalten ist.

Obwohl die folgenden allgemeinen Überlegungen für das gesamte Verschiebungsfeld gültig bleiben, beschränken wir unsere Betrachtungen im weiteren auf die Verschiebungen eines ausgezeichneten Punktes; wir können im Argument von u daher die Koordinaten des - veränderlichen - Ortsvektors x_i unterdrücken und in (1) kurz

$$u(z, \vartheta) = u_1(z) + u_2(\vartheta) \quad (1a)$$

schreiben, wobei unter u speziell die oben definierten Pendelausschläge zu verstehen sind (positiv bei talwärts gerichteter Kronenbewegung).

Das Temperaturfeld selbst setzt sich zusammen aus einer nur von der Zeit, d. h. vom zeitlichen Verlauf der Aussentemperaturen abhängigen Ortsfunktion $\vartheta_1(x_i, t)$ und einer von der jeweiligen Spiegellage und ihrer Änderung nach der Zeit, also der Geschwindigkeit des Aufstaus abhängigen Ortsfunktion

$$\vartheta_2(x_i, z, \frac{dz}{dt})$$

$$\vartheta = \vartheta_1(x_i, t) + \vartheta_2(x_i, z, \frac{dz}{dt}). \quad (2)$$

Mit (2) kann $u_2(\vartheta)$ in der Form

$$u_2 = u_{2,1}(t) + u_{2,2}(z, \frac{dz}{dt}) \quad (3)$$

dargestellt werden, da das Temperaturfeld letztlich nur von der Zeit und der Spiegellage abhängt.

Die Einführung von (3) in (1a) liefert

$$u(z, t) = u_1(z) + u_{2,1}(t) + u_{2,2}(z, \frac{dz}{dt}) \quad (4)$$

oder kurz

$$u(z, t) = u_1(z) + u_2(t). \quad (4a)$$

Unabhängig vom zeitlichen Ablauf des Geschehens, also von der "Vorgeschichte" ist hier nur der aus dem hydrostatischen Druck folgende Verschiebungsanteil $u_1(z)$. Man kann ihn eliminieren, indem man die Differenz zweier zu verschiedenen Zeitpunkten $t=t_1$ und $t=t_2$ für die gleiche Stauhöhe z_k erhaltenen Pendelablesungen bildet. Aus (4) folgt nach Einsetzen der Argumente

$$u(z_k, t_2) = u_1(z_k) + u_{2,1}(t_2) + u_{2,2}(z_k, \left[\frac{dz}{dt} \right]_{t=t_2}) \quad (5)$$

und

$$u(z_k, t_1) = u_1(z_k) + u_{2,1}(t_1) + u_{2,2}(z_k, \left[\frac{dz}{dt} \right]_{t=t_1}) \quad (6)$$

und durch Bildung der Differenz schliesslich

$$u(t_2) - u(t_1) = u_{2,1}(t_2) + u_{2,2}(t_2) - u_{2,1}(t_1) - u_{2,2}(t_1), \quad (7)$$

oder zusammenfassend

$$u(t_2) - u(t_1) = u_2(t_2) - u_2(t_1). \quad (7a)$$

Gleichung (7) gibt also ein Mass für den Einfluss der nicht vom hydrostatischen Druck verursachten Verschiebungsanteile. Da zwischen zwei Zeitpunkten gleicher Stauhöhe immer eine extreme Spiegellage auftreten muss, werden die ihnen zugeordneten Werte $\frac{dz}{dt}$, wie schon betont, verschiedene Vorzeichen haben. Handelt es sich wie hier um einen Jahresspeicher, bei dem also die Periode der Staukurve gleich einem Jahr ist, dann werden sich Erwärmungen und Abkühlungen gegenüber dem gedachten Normalzustand etwa die Waage halten. Die am Kronenscheitel gemessenen Pendelausschläge werden also in der einen Jahreshälfte - beim Aufstau - kleiner und in der anderen - bei der Absenkung - grösser sein, als die entsprechenden vom Wasserdruck allein verursachten Verschiebungen. Tragen wir die den Zeitpunkten t_1 und t_2 zugeordneten Funktionen (5) und (6) in Abhängigkeit vom jeweiligen Stauspiegel auf, so wird die von der alleinigen Wirkung des hydrostatischen Druckes abhängige Funktion innerhalb des von ihnen umschlossenen Bereiches liegen. Je geringer die nicht staubedingten Einflüsse sind, umso enger werden diese Kurven beisammen liegen. Sie würden - die physikalische Möglichkeit vorausgesetzt - ineinander übergehen, wenn das Verschiebungsfeld von Temperaturänderungen unabhängig wäre.

Um Aufschluss über die wahrscheinlichen Werte der durch (5) und (6) beschriebenen Funktionen $u(z, t_1)$ und $u(z, t_2)$ zu erhalten, die sich dadurch voneinander unterscheiden, dass

mit $z = z(t)$ bzw. $t = t(z)$

für $t = t_1$ $\frac{dz}{dt} > 0$

und für $t = t_2$ $\frac{dz}{dt} < 0$

sein soll, werden wir die für die einzelnen Spiegellagen gemessenen Pendelbewegungen nach den Vorzeichen der Gradienten $\frac{dz}{dt}$ getrennt auszuwerten haben.

Wir erhalten somit zwei Gruppen voneinander zugeordneten Wertepaaren $u = u(z)$, die den Funktionen $u(z, t_1)$ und $u(z, t_2)$ entsprechen. Nun werden die punktweise gegebenen Funktionen $u = u(z)$ durch je eine Parabel höheren Grades angenähert; hierzu genügt im allgemeinen ein ungefähr mit dem Grade der vom hydrostatischen Druck allein hervorgerufenen Funktion $u_1(z)$ übereinstimmendes Polynom 3. bis 4. Ordnung

$$u = a_n z^n + a_{n-1} z^{n-1} + \dots + a_1 z + a_0.$$

Die Koeffizienten werden in bekannter Weise so bestimmt, dass die Quadratsumme der Abweichungen zu einem Minimum wird (Ausgleich vermittelnder Beobachtungen).

Trägt man nun diese Funktionen in einem u, z Koordinatensystem auf, so wird ihre Differenz die mittleren Werte der durch (7) beschriebenen Funktion $u_2(t_2) - u_2(t_1)$ liefern (Abb. 8).

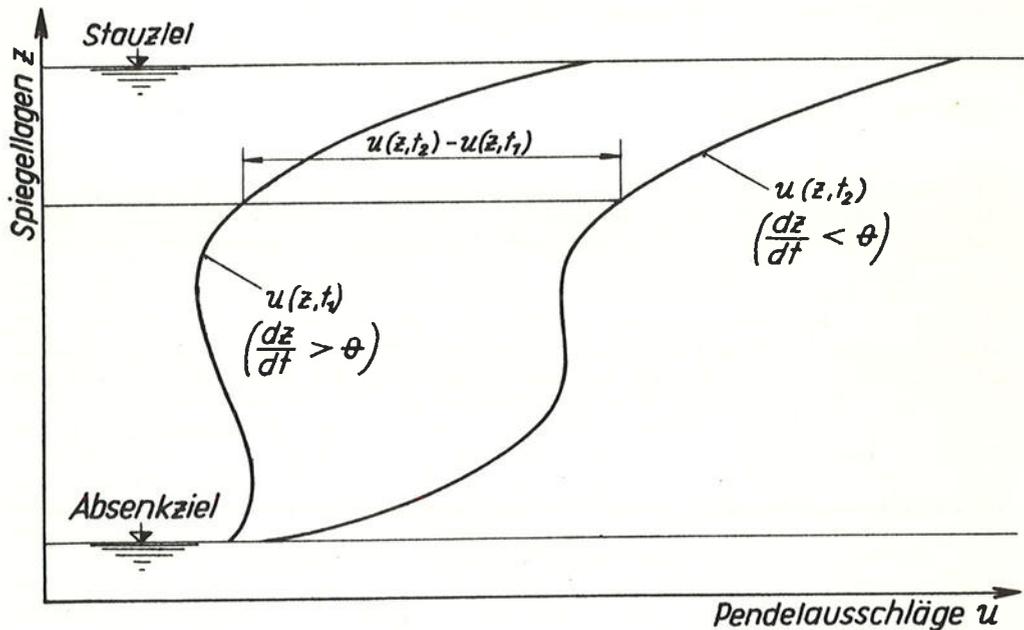


Abb. 8 Grenzfunktionen $u(z, t)$.

Die durch die statische Berechnung überprüfbare Funktion $u_1(z)$, die den Einfluss des allein wirkenden hydrostatischen Druckes auf das durch die Pendelausschläge charakterisierte Verschiebungsfeld wiedergibt, wird also - wie schon erwähnt - zwischen den beiden Grenzkurven $u(z, t), (\frac{dz}{dt} > 0)$ und $u(z, t), (\frac{dz}{dt} < 0)$ liegen. Sind die aus der statischen Berechnung erhaltenen Funktionswerte grösser, wie es vor allem dann der Fall sein wird, wenn die Aufteilung

der Lasten auf Bogen und Kragträger nur aus einem Ausgleich der radialen Verschiebungen erhalten wurde, dann waren die Rechnungsannahmen zu ungünstig.

Betont muss werden, dass die hier gezeigte Berechnung der Grenzkurven auf den regulären Fall eines Jahresspeichers, bei dem gleiche Spiegellagen ungefähr zu gleichen Zeitpunkten erreicht werden, aufgebaut ist; aperiodische Vorgänge - wie etwa das Abklingen der Abbindewärme - sind mit diesem Verfahren nicht zu erfassen, da sie unseren Voraussetzungen widersprechen. Untersuchungen dieser Art ist allerdings vor allem dann ein praktischer Wert zuzuschreiben, wenn sie sich auf Regelfälle beziehen.

Wir haben also den gesuchten Aufschluss über die wahrscheinliche Auswirkung des periodischen Temperaturfeldes auf die durch die Pendelausschläge charakterisierten Verschiebungen erhalten, ohne irgendwelche quantitative Annahmen bezüglich des Einflusses dieses Temperaturfeldes zu treffen, Annahmen, die meist willkürlich bleiben müssen. Begnügt man sich damit, den Verlauf der durch die hydrostatische Belastung allein bedingten Pendelausschläge in der hier beschriebenen Art einzugrenzen, dann ist die gestellte Aufgabe erfüllt.

Aus den beiden Ganglinien der Stauspiegellage und der Pendelausschläge kann - zumindest theoretisch - noch einiges herausgelesen werden. Wir setzen wieder voraus, dass Aufstau und Abarbeitung zügig vorsichgehen und dass die äquidistanten Zeitintervalle der Ablesungen bei beiden Kurven nicht allzu gross sind. Die zweite Voraussetzung soll dabei die Möglichkeit einer hinreichend genauen Bestimmung der Steig- und Absenkgeschwindigkeiten $\frac{dz}{dt}$ und der zeitlichen Änderungen der Pendelausschläge $\frac{du}{dt}$ sichern.

Betrachten wir wie oben zwei der gleichen Spiegellage $z = z_k$ zugeordnete Zeitpunkte t_1 mit $\frac{dz}{dt} > 0$ und t_2 mit $\frac{dz}{dt} < 0$, so dass t_1 dem Aufstau und t_2 der Absenkung entspricht. Wir bestimmen nun die zeitliche Ableitung der Pendelganglinie und erhalten durch Differentiation von (4):

$$\frac{du}{dt} = \frac{du_1}{dt} + \frac{du_2}{dt} \quad (8)$$

Für die Ableitung des ersten Terms auf der rechten Seite, der dem "temperaturfreien" Verschiebungsanteil u_1 entspricht, folgt unter Verwendung der Kettenregel

$$\frac{du_1}{dt} = \frac{du_1}{dz} \frac{dz}{dt} ; \quad (9)$$

$\frac{dz}{dt}$ ist hierbei die aus der Ganglinie der Spiegellagen zu berechnende Steig- oder Absenkgeschwindigkeit und $\frac{du_1}{dz}$ die Änderung des Verschiebungsanteiles u_1 nach der jeweiligen Stauhöhe, die also nur von der letzteren abhängig ist.

Bilden wir nun die Ableitungen von u_1 für die beiden Zeitpunkte t_1 und t_2 und berechnen ihren Quotienten, so folgt aus (9), wenn wir die Ableitung nach der Zeit durch ' bezeichnen:

$$\frac{u_1'(t_2)}{u_1'(t_1)} = \frac{z'(t_2)}{z'(t_1)}, \quad (10)$$

da $\frac{du_1}{dz}$ für gleiche Stauhöhen z_k konstant ist und sich daher verkürzt. Die aus den Tangenten in den Punkten mit den Abszissen t_1 und t_2 und den entsprechenden Sehnen $z = \text{konst.}$ bzw. $u_1 = u_1(z) = \text{konst.}$ gebildeten Dreiecke sind in jeder Höhe z_k zueinander affin, der von der jeweiligen Stauhöhe z_k abhängige Verzerrungsfaktor hat hierbei den Wert $\frac{du_1}{dz}$.

In Abb. 9 sind die geometrischen Zusammenhänge dargestellt. Auf Grund dieser Beziehungen können nun einige, im Hinblick auf die Deutung der Beobachtungsergebnisse nützliche Aussagen gemacht werden.

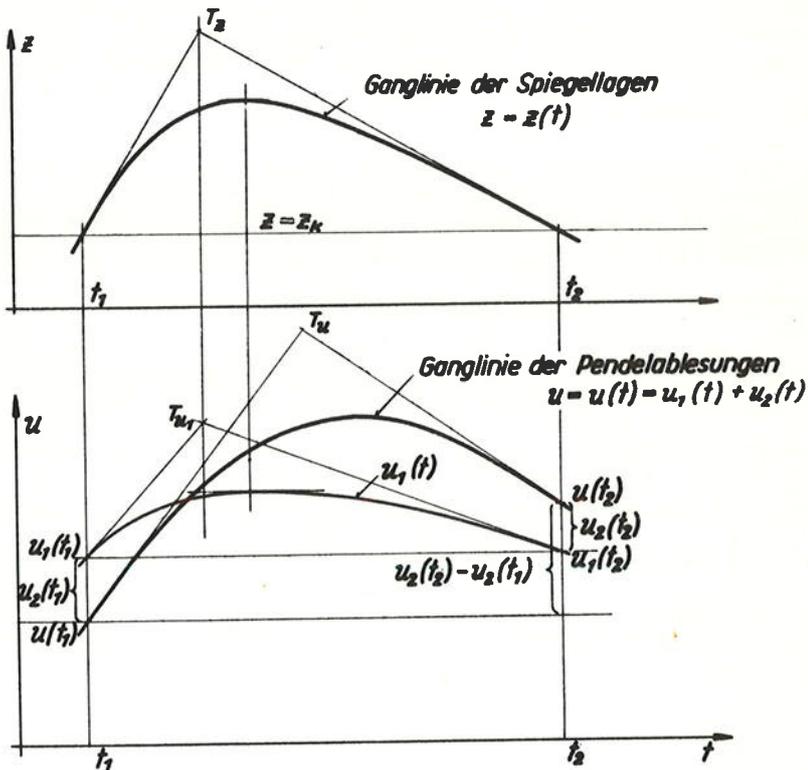


Abb. 9 Ganglinien der Spiegellagen und Pendelausschläge
(geometrische Zusammenhänge)

Sind im Diagramm der Pendelausschläge zwei der gleichen Spiegellage z_k zugeordnete Werte $u(t_1)$ und $u(t_2)$ mit $z'(t_1) > 0$ und $z'(t_2) < 0$ einander gleich, dann gilt mit (4a)

$$u_1(z_k) + u_2(t_1) = u_1(z_k) + u_2(t_2), \quad (11)$$

demnach

$$u_2(t_1) = u_2(t_2). \quad (12)$$

Da aber die Zeitpunkte t_1 und t_2 im allgemeinen in verschiedene Jahreszeiten fallen, die Temperaturanteile also verschiedenes Vorzeichen haben müssen, kann (12) nur erfüllt sein, wenn mit

$$u_2(t_1) = u_2(t_2) = 0, \quad (13)$$

der von den Temperaturänderungen hervorgerufene Verschiebungsanteil u_2 überhaupt verschwindet. Gleichung (4a) reduziert sich demnach auf

$$u = u_1(z) \quad (14)$$

und wir haben somit einen Punkt der vom hydrostatischen Druck allein abhängigen Funktion gefunden.

Ist die betrachtete Spiegellage nicht allzuweit vom Absenkziel entfernt, dann ist der Unterschied

$$t_2 - (t_1 + 1 \text{ Jahr})$$

nicht sehr gross und die Temperatureinflüsse $u_2(t_1)$ und $u_2(t_2)$ könnten gleichsinnig und daher von 0 verschieden sein, d.h.

$$u_2(t_1) = u_2(t_2) \neq 0 \quad (15)$$

gelten. Die gleiche Überlegung gilt - wenn entgegen unseren Voraussetzungen - Aufstau oder Abarbeitung nicht zügig vorsichgehen und die Zeitpunkte t_1 und t_2 einen sekundären Extremwert der Spiegellage ($z'(t) = 0$) einschliessen. Hier wird der Zeitunterschied $t_2 - t_1$ klein sein, so dass die Annahme gleichsinniger, nichtverschwindender Temperatureinflüsse $u_2(t)$ gemäss (15) sicher zutrifft.

Aus diesem Grunde ist auch die Annäherung der Grenzkurven in den unteren Bereichen, wie sie aus unseren Diagrammen hervorgeht, kein unbedingtes Kriterium für geringere Temperatureinflüsse. Im Gegenteil: für die nahe beim Absenkziel liegenden Stauhöhen verlieren unsere Voraussetzungen, die auf ungleichsinnige Temperatureinflüsse entsprechend Aufstau und Absenkung aufgebaut sind, ihre Gültigkeit.

Lassen wir nun die Voraussetzung zügigen Aufstaus und ebensolcher Abarbeitung fallen: ausser der höchsten Spiegellage, die immer für längere Zeit annähernd konstant gehalten wird, soll es noch weitere Lagen $z = z_0$ geben, die für bestimmte Zeitabschnitte $t_0 - t_n$ unverändert bleiben.

In solchen Bereichen verschwindet $z'(t)$ und die Änderung von u kann hier offensichtlich nur von Temperatureinflüssen herrühren: mit

$$u'(t) = \frac{du_1}{dz} z'(t) + u_2'(t) \quad (16)$$

und

$$z'(t) = 0$$

für

$$t_n < t < t_0$$

wird hier

$$u'(t) = u'_2(t). \quad (17)$$

Ist diese Steigung innerhalb des Zeitabschnitts $t_0 - t_n$ nicht stark veränderlich, die zweite Ableitung $u''(t)$ also klein, dann lassen sich über den Verlauf der Funktionen $u_1(t)$ und $u_2(t)$ noch weitere Aussagen machen. Wir denken uns die für die Zeit t_0 gemessene Steigung $u'_2(t_0) = u'(t)$ um ein kleines Zeitintervall Δt in den benachbarten Bereich fortgesetzt, für den mit wieder einsetzendem Aufstau $z'(t) \neq 0$ gilt. Damit wird allerdings in $u'_2(t)$ der Einfluss des mit $z'(t)$ veränderlichen, durch (2) und (3) definierten Anteils $u_{2,2}$ vernachlässigt.

Für den Zeitpunkt $t_0 + \Delta t = t_p$ kann nun $z'(t_p)$ und $u'(t_p)$ den Diagrammen entnommen werden, damit aber lässt sich die unbekannte, der Spiegelanlage $z_p = z(t_p)$ zugeordnete Ableitung $\frac{du_1}{dz}$ aus (16) zu

$$\left(\frac{du_1}{dz}\right)_{z=z_p} = \frac{u'(t_p) - u'_2(t_0)}{z'(t_p)} \quad (18)$$

berechnen.

Dieser Wert wird an der nächsten Intervallgrenze $t_p + \Delta t = t_q$ beibehalten, die Funktion $u_1(z)$ also durch ihr Tangentenpolygon angenähert. Mit den bekannten Werten von $z'(t_q)$ und $u'(t_q)$ bestimmen wir für den Zeitpunkt t_q nun umgekehrt aus (16) die Änderung des temperaturbedingten Anteils u_2 zu

$$u'_2(t_q) = u'(t_q) - \left(\frac{du_1}{dz}\right)_{z_p} \cdot z'(t_q). \quad (19)$$

Die Berechnung kann in der hier gezeigten Art fortgesetzt werden, indem man abwechselnd in $u'(t_r)$ einmal den für den Zeitpunkt $t_r - \Delta t$ bestimmten Wert $\frac{du_1}{dz}$ und an der nächsten Intervallgrenze $t_r + \Delta t$ den Wert von $u'_2(t_r)$ einsetzt und den jeweils unbekanntem Anteil $u'_2(t_r)$ bzw. $\left(\frac{du_1}{dz}\right)_{t=t_r + \Delta t}$ gemäss (19) bzw. (18) ermittelt.

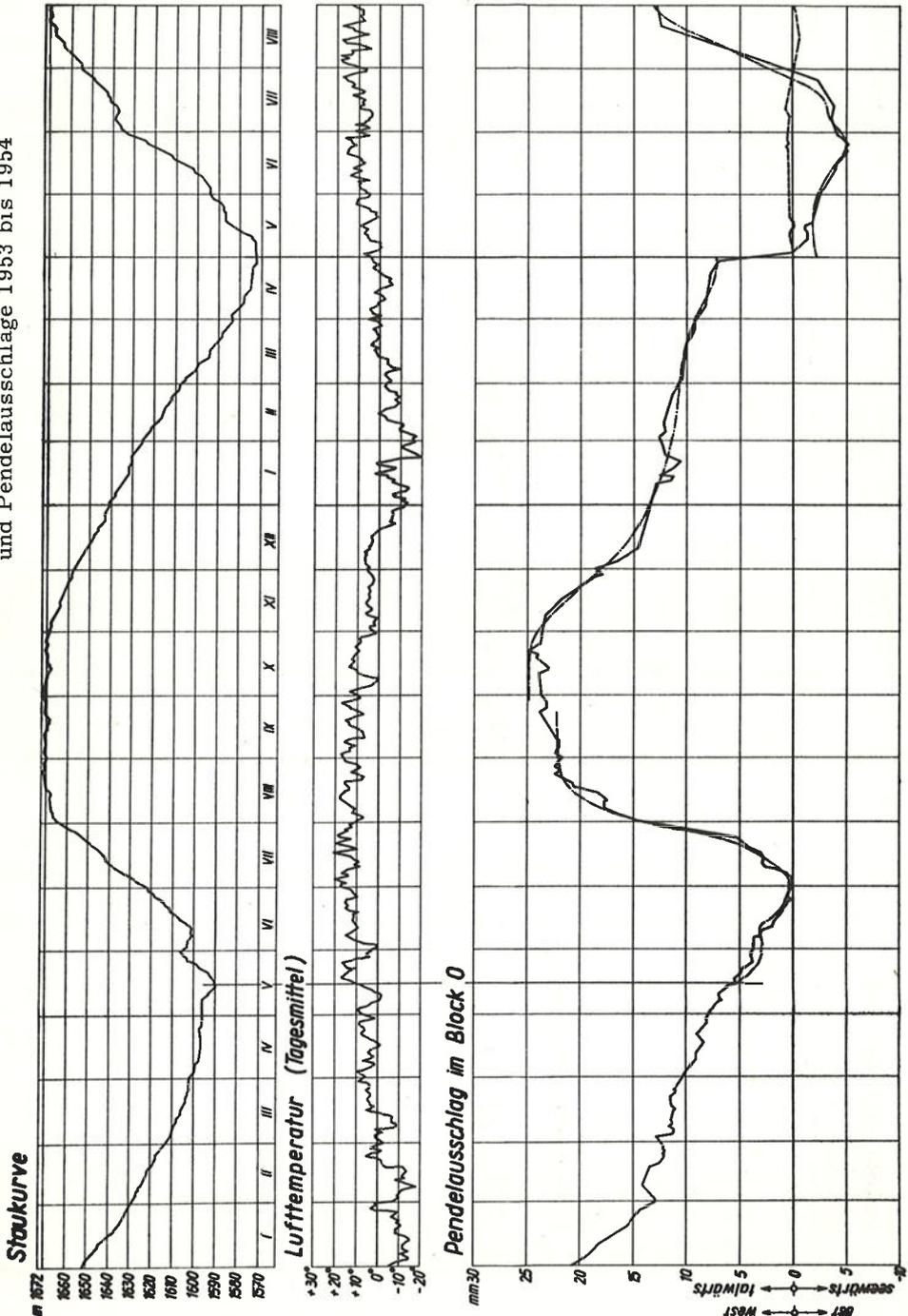
Mit den bekannten Werten von $u'_1(t)$ und $u'_2(t)$ kann der Verlauf der Funktionen $u_1(z)$ und $u_2(t)$ bis auf Integrationskonstanten näherungsweise bestimmt werden. Die Absolutwerte dieser Funktionen sind allerdings ohne zusätzliche Annahmen über den quantitativen Einfluss der Temperaturen, worauf hier bewusst verzichtet wird, nicht zu ermitteln.

Aus Raummangel muss auf die Darstellung der numerischen Auswertung dieses Näherungsverfahrens verzichtet werden.

Die Messergebnisse sind in den Tafeln 1 bis 3 dargestellt. Den in den Tafeln 4 bis 7 eingetragenen Grenzfunktionen wurden Polynome dritter Ordnung zugrundegelegt. Es zeigt sich, dass die für die Limbergssperre durchgeführte Berechnung mit einer für den Kronenscheitel ausgewiesenen Durchbiegung von

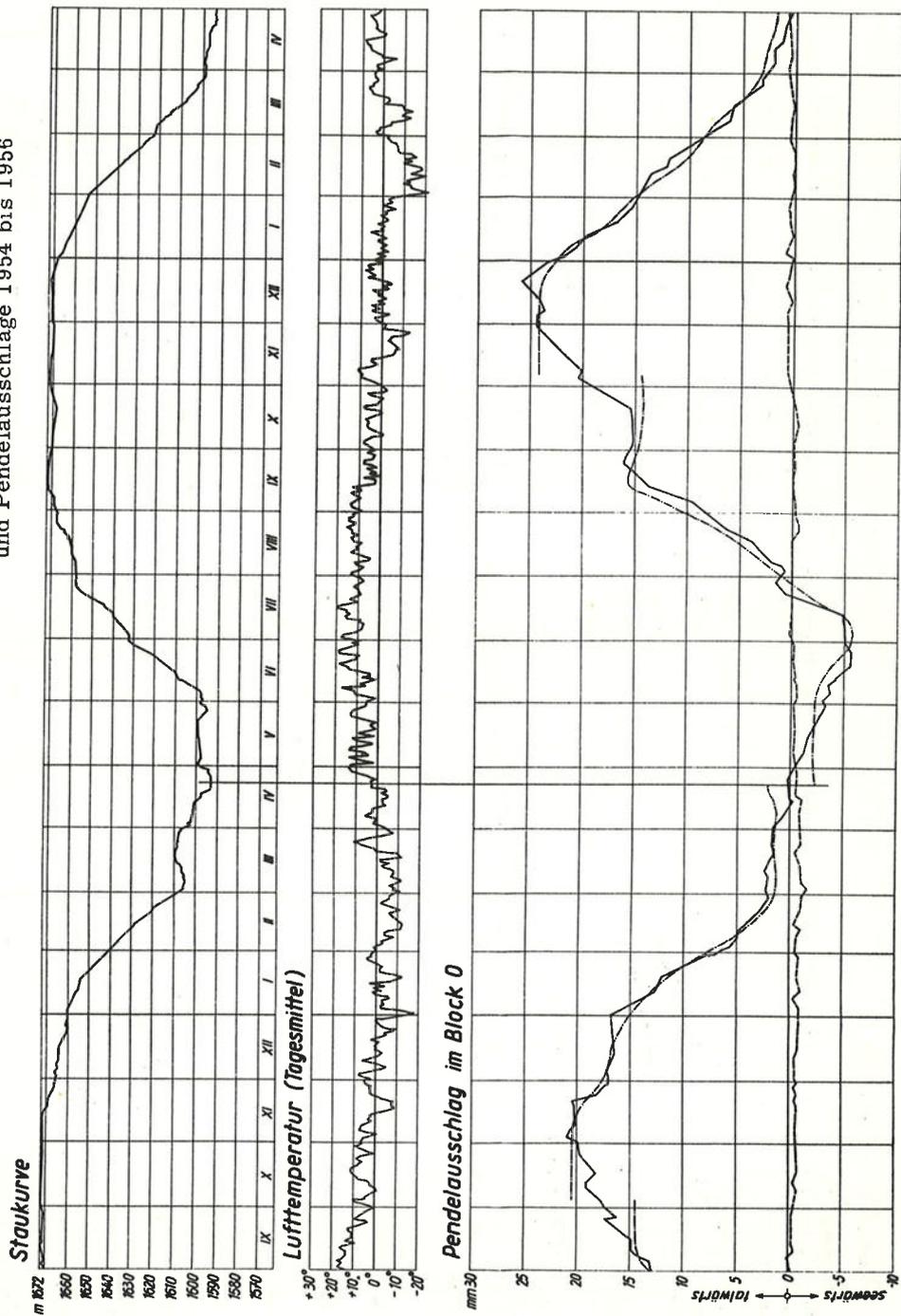
Jänner 1953 - August 1954

Taf. 1 Ganglinien der Spiegellagen, Lufttemperaturen und Pendelausschläge 1953 bis 1954



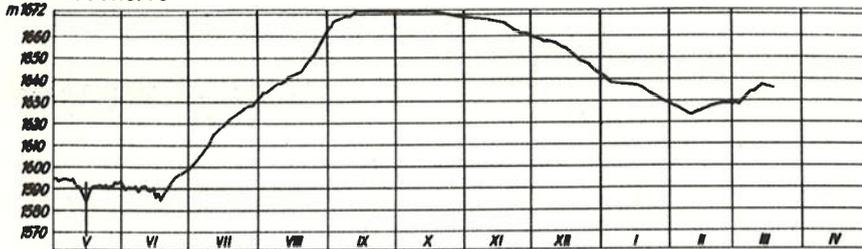
September 1954 -- April 1956

Taf. 2 Ganglinien der Spiegellagen, Lufttemperaturen und Pendelausschläge 1954 bis 1956

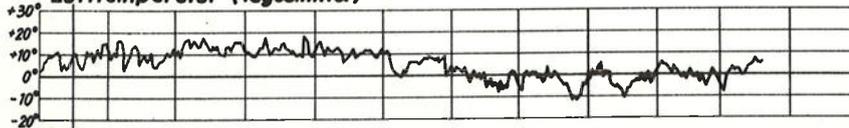


Mai 1956 - April 1957

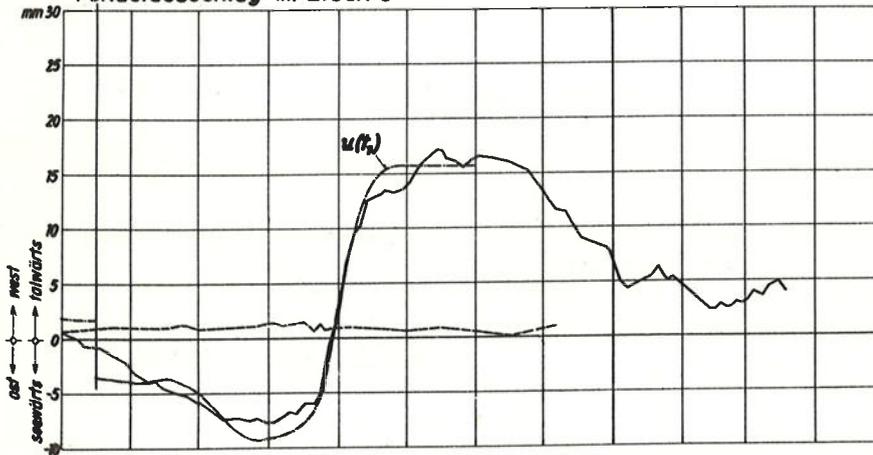
Staukurve



Lufttemperatur (Tagesmittel)



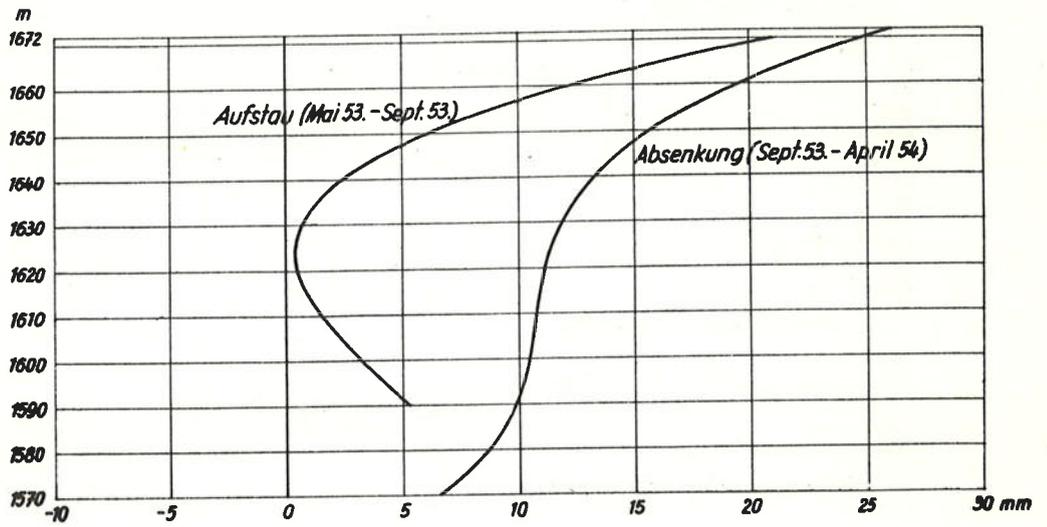
Pendelausschlag im Block 0



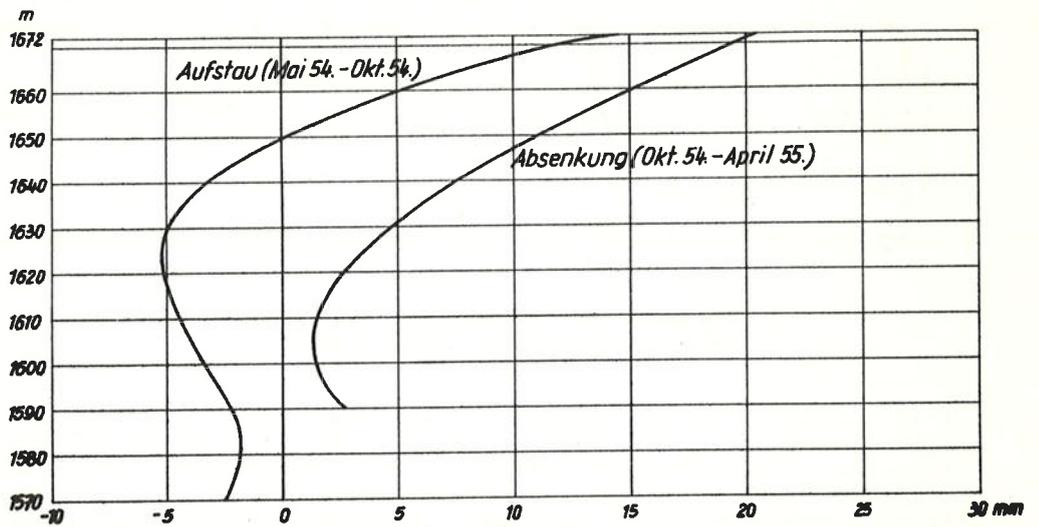
Taf. 3 Ganglinien der Spiegellagen, Lufttemperaturen und Pendelausschläge 1956 bis 1957

max. 42 mm zum Teil ausserhalb der Grenzfunktionen fällt (Tafel 8). Die Rechnungsannahmen sind, vor allem zufolge der für die Knotenpunkte des gedachten Rostsystems vorausgesetzten Verdrehbarkeit und Tangentialverschieblichkeit zu ungünstig. Durch die Beobachtungen an den erwähnten unteren rd. 20 m unterhalb der Sohle liegenden Pendelablesestellen wurde ferner festgestellt, dass die hinsichtlich der Felsdeformation getroffenen Annahmen in Wirklichkeit unterschritten wurden.

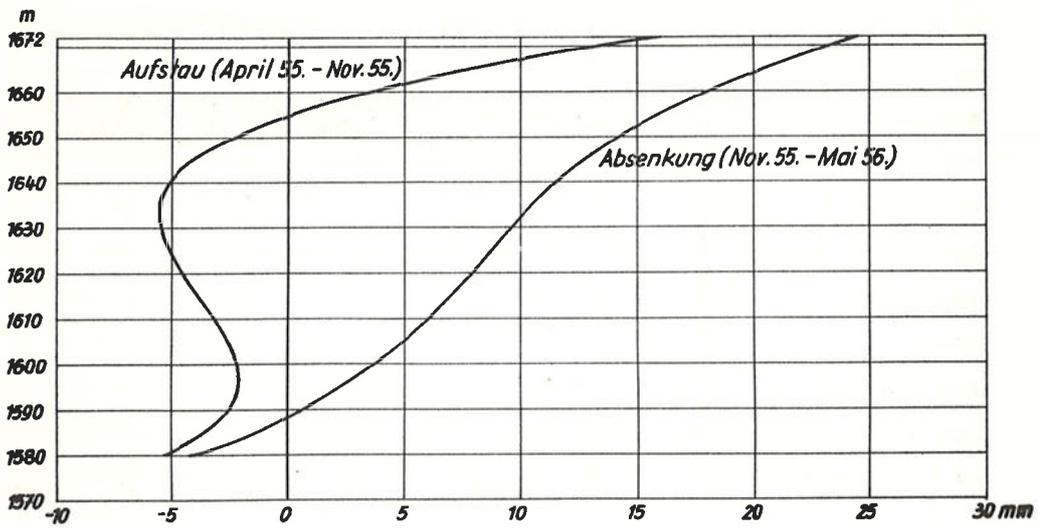
Die mit $z = z(t)$ in die Ganglinien der Pendelausschläge übertragenen Grenzkurven gehen, ihrer Definition entsprechend, jeweils von Zeitpunkten, die mit dem Vollstau zusammenfallen, aus. Sie passen sich den Beobachtungswerten hinreichend gut an, soweit das bei den durch die raschen Temperatur-



Taf. 4 Grenzfunktionen 1953/54 $u(z, t_1)$ und $u(z, t_2)$



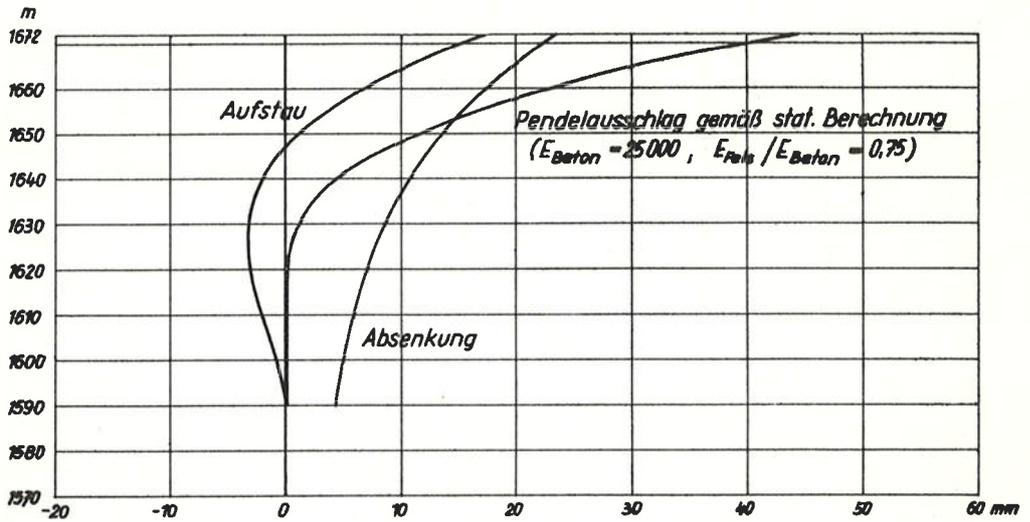
Taf. 5 Grenzfunktionen 1954/55 $u(z, t_1)$ und $u(z, t_2)$



Taf. 6 Grenzfunktionen 1955/56 $u(z, t_1)$ und $u(z, t_2)$



Taf. 7 Grenzfunktionen 1956



Taf. 8 Vergleich der aus der statischen Berechnung erhaltenen Funktion $u_1(z)$ mit den über die gesamte Jahresreihe gemittelten Grenzfunktionen

wechsel bedingten Unstetigkeiten des Kurvenverlaufes möglich ist. Die Verwendung von Näherungspolynomen höheren Grades vermehrt den Rechenaufwand, ohne deshalb "bessere" Grenzfunktionen zu liefern.

Bei der im Jahre 1955 fertiggestellten Drossensperre, einer im Gegensatz zur Limbergssperre ziemlich schlanken Gewölbemauer, bei der die Temperatureinflüsse offensichtlich bedeutend grösser sind, liegen die berechneten Deformationen zwar auch noch zum Teil ausserhalb der Grenzkurven, die Unterschiede sind aber hier bedeutend geringer.

Im Hinblick auf die erst vor knapp 2 Jahren abgeschlossene Betonierung, können die für diese Sperre berechneten Grenzfunktionen noch nicht als endgültig angesehen werden.

Wir sind damit am Ende unserer Ausführungen angelangt. Die beiden hier angegebenen Verfahren zur Aufspaltung der Einflüsse von Temperaturänderungen und hydrostatischem Druck auf die Deformationen, können sicher noch weitgehend verbessert werden. Sie haben sich aber - und das gilt vor allem von der Methode der Grenzkurven - auch in ihrer jetzigen Form zur Prüfung der Annahmen unserer statischen Untersuchungen als durchaus brauchbar erwiesen.

LITERATURVERZEICHNIS

- 1) Hauptstufe Glockner-Kaprun, Tauernkraftwerke A.G. 1955
H. Schüller, Die Limbergsperre
E. Tremmel, Grundlagen der statischen Berechnung der Limbergsperre.
A. Krobshofer, Die messtechnische Überwachung der Limbergsperre...
- 2) H. Flögl, Der Einfluss des Kriechens und der Elastizitätsänderung des Betons auf den Spannungszustand von Gewölbesperren. Heft 2 d. Schriftenreihe 'Die Talsperren Österreichs', herausgegeben v. d. Österr. Staubeckenkommission und d. Österr. Wasserwirtschaftsverband.
- 3) M. Ritter, Temperaturverlauf und Wärmespannungen in Mauern bei oszillierenden Aussentemperaturen, Eidgen. T.H., Zürich.
- 4) K. Hirschfeld, Kreisförmiger Stollen unter Temperaturbeanspruchung, Ingenieur-Archiv 23 (1955) Heft 4,
- 5) H. Parkus, Periodisches Temperaturfeld im Keil, Österr. Ingenieur-Archiv 10 (1956), Heft 2-3
- 6) A. W. Reitz, Beobachtungen an der Ranna-Talsperre 1950 bis 1952, Heft 3 der Schriftenreihe 'Die Talsperren Österreichs' a. a. O.
- 7) D. Tonini, Misure di controllo alle dighe di Pieve di Cadore, Valle di Cadore e Val Gallina, in: Impianto Idroelettrico Piave-Boite-Mae-Vajont.

Schriftenreihe:

Die Talsperren Österreichs

- Heft 1: Prof. Dr. A. W. Reitz: Beobachtungseinrichtungen an den Talsperren Salza, Hierzmann, Ranna und Wiederschwing S 32, --
- Heft 2: Dipl. Ing. Dr. techn. Helmut Flögel: Der Einfluss des Kriechens und der Elastizitätsänderung des Betons auf den Spannungszustand von Gewölbesperren S 26, --
- Heft 3: Prof. Dr. A. W. Reitz, R. Kremser u. E. Prokop: Beobachtungen an der Ranna-Talsperre 1950 bis 1952 mit bes. Berücksichtigung der betrieblichen Erfordernisse S 48, --
- Heft 4: Prof. Dr. Karl Stundl: Hydrochemische Untersuchungen an Stauseen S 20, --
- Heft 5: Prof. Dr. Josef Stini: Die baugeologischen Verhältnisse der österreichischen Talsperren S 52, --
- Heft 6: Dipl. Ing. Dr. Hans Petzny: Messeinrichtungen und Messungen an der Gewölbesperre Dobra S 36, --

Zu beziehen durch den Springer-Verlag Wien I, Möllerbastei 5

