

Zeitschrift: Schweizerische Bauzeitung
Herausgeber: Verlags-AG der akademischen technischen Vereine
Band: 72 (1954)
Heft: 31

Artikel: Le Réglage des centrales hydro-électique disposées en cascade
Autor: Cuénod, M. / Terrisse, A.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-61226>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 16.03.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Le Réglage des centrales hydro-électriques disposées en cascade

DK 621.248

Par M. Cuénod et A. Terrisse, ingénieurs à la société Ofinco, Genève

Introduction

L'utilisation rationnelle d'un aménagement hydro-électrique conduit souvent à fractionner la chute et à installer un certain nombre de centrales disposées en cascade. La fig. 1 donne un exemple de deux centrales à haute chute ainsi disposées. La centrale en amont C_1 est alimentée à partir du bassin d'accumulation B_1 ayant un volume de retenue important et déverse son eau dans le bassin de compensation de faible volume B_2 , qui reçoit éventuellement encore l'apport des eaux d'un bassin versant intermédiaire et qui alimente la centrale située en aval C_2 .

Lorsque la disposition topographique des lieux le permet, il est souhaitable de donner au bassin de compensation une capacité de retenue aussi grande que possible, car cette capacité donne plus de souplesse à l'exploitation et permet de mieux adapter la production aux fluctuations de la consommation. Ceci est le cas en particulier lorsque les centrales amont ou aval alimentent des services séparés. Cependant il est parfois techniquement difficile et souvent onéreux de donner au bassin de compensation une capacité correspondant à quelques heures de pleine charge, de sorte que le réglage de la puissance des centrales amont et aval doit être coordonné. En effet, pour éviter tout déversement, la centrale aval doit utiliser sans délai toute l'eau qui entre dans le bassin B_2 . D'autre part pour éviter de vider ce bassin elle doit limiter sa puissance en fonction de cet apport. Cette condition se trouve automatiquement réalisée par un réglage à niveau d'eau constant de ce bassin. Nous verrons que ce réglage peut être effectué à volonté par la centrale amont, par la centrale aval ou simultanément par les deux centrales. Ainsi que cela est représenté par la fig. 1, nous admettons pour ces considérations générales que la centrale amont avec la puissance installée P_1 est la centrale «pilote» et que la centrale aval C_2 avec la puissance P_2 règle le niveau d'eau du bassin B_2 . Deux possibilités de réglage de la puissance fournie par cet aménagement peuvent être envisagées:

1. Réglage à main

Nous admettons que l'on augmente de la valeur ΔP la charge de la centrale pilote C_1 . Par suite du réglage à niveau d'eau constant, et après quelques minutes du régime hydraulique transitoire, la centrale aval va elle aussi augmenter sa puissance de la valeur égale environ à $\Delta P \cdot P_2/P_1$. Il va en résulter une augmentation totale de la puissance de la valeur $\Delta P (1 + P_2/P_1)$, valeur dont il faut tenir compte dans l'établissement du programme de production de cet aménagement. D'autre part il est souhaitable que les centrales amont et aval marchent en parallèle et que leur statisme soit le même. De cette façon, les variations de puissance dues aux écarts de fréquence correspondent à une même variation de débit pour les deux centrales.

2. Réglage automatique

Des aménagements avec bassin d'accumulation important sont particulièrement bien aptes à supporter de rapides fluctuations de charge et à être équipés d'un dispositif de réglage automatique pour le réglage de la puissance d'échange sur les lignes d'interconnexion. Leur tâche dans ce cas est de com-

prendre les fluctuations de charge internes du réseau auquel elles appartiennent.

Admettons tout d'abord que seule la centrale pilote soit équipée d'un réglage automatique de sa charge. Nous avons vu que la centrale aval suit les mêmes variations de charge avec un certain décalage. Il en résulte un surréglage qui provoque ensuite une diminution de la production de la centrale pilote et des glissements de puissance d'une centrale à l'autre qui peuvent prendre une allure oscillatoire. Pour éviter ces inconvénients, il est souhaitable que les ordres de réglage soient transmis simultanément aux deux centrales à partir du régulateur de réseau R , ainsi que cela est représenté schématiquement sur la fig. 1. Si les variations de puissance sont correctement réparties entre les deux centrales, et à part la période transitoire jusqu'à ce que le nouveau régime hydraulique soit établi, le niveau d'eau du bassin de compensation sera maintenu automatiquement constant. Il serait possible de retarder la transmission des ordres de réglage à la centrale aval avec une constante de temps qui soit la même que celle du dispositif hydraulique. Cependant il est difficile d'obtenir une répartition absolument rigoureuse des ordres de réglage; d'autre part, les apports des bassins versants intermédiaires peuvent varier. Il est donc nécessaire de superposer au réglage automatique des puissances d'échange, comme cela est schématiquement représenté sur la fig. 1, un réglage automatique du niveau d'eau du ou des bassins de compensation.

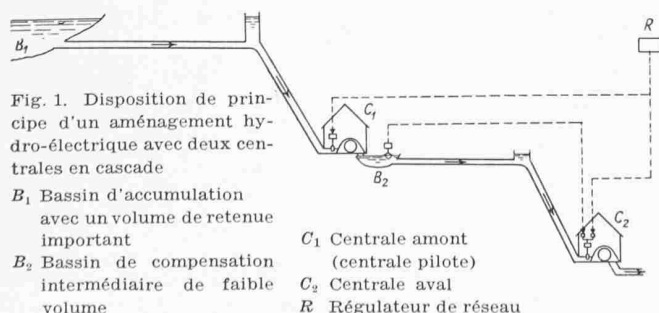
Lorsque les apports des bassins versants intermédiaires varient fortement ou que les centrales alimentent également des services séparés à charge variable, il est souhaitable que le réglage à niveau d'eau agisse simultanément sur la production des centrales amont et aval et modifie la répartition des ordres de réglage transmis aux deux centrales de façon à adapter leur charge au débit mis à leur disposition sans qu'il en résulte une variation de la puissance d'échange à contrôler.

La capacité minimum de retenue qu'il faut prévoir pour les bassins de compensation est déterminée par deux genres de conditions, soit: la stabilité de réglage et l'oscillation en masse. On retrouve ainsi les mêmes conditions que celles qui caractérisent le volume à prévoir pour les chambres d'équilibre, et que l'on peut préciser comme suit:

a) Stabilité de réglage

Lorsque les centrales disposées en cascade sont reliées à un réseau très puissant, ce qui est le cas en règle générale, nous avons vu que leur puissance doit être réglée de façon à maintenir constant le niveau d'eau de leur bassin de compensation. La stabilité de ce réglage automatique n'offre pas de difficultés si le système d'adduction est relativement court ou si le volume de retenue du bassin de compensation est important. Par contre, elle mérite une étude lorsque l'importance du bassin de compensation est relativement faible par rapport à la puissance installée dans la centrale.

Par suite de l'inertie de l'eau dans les ouvrages d'adduction, il faut un certain temps pour qu'à une variation du débit des turbines corresponde une variation du niveau d'eau du bassin de compensation; il faut également un certain délai avant qu'une certaine variation de ce niveau soit transformée par le télé-régulation en une variation de l'ouverture des turbines. Il en résulte qu'un réglage à un niveau rigoureusement constant serait instable. Pour le stabiliser, il faut lui donner un certain statisme. La puissance des turbines doit être asservie à la hauteur du plan d'eau du bassin de compensation, en sorte qu'à une certaine cote corresponde la pleine ouverture des turbines et à une autre cote la marche à vide. Entre ces deux niveaux, la puissance débitée varie linéairement proportionnellement à l'écart de niveau. Le volume d'eau compris entre les deux cotes extrêmes constitue la «tranche de réglage». Le but de cet exposé est de déterminer la valeur minimum admissible de cette tranche de réglage, c'est-à-dire les



dimensions du bassin de compensation requises par les conditions de stabilité du réglage à niveau d'eau constant.

b) Oscillation en masse

En cas de forte augmentation de charge ou de brusque arrêt de l'une des centrales disposées en cascade, le volume du bassin de compensation doit être suffisant pour que la hauteur du plan d'eau ne dépasse pas les valeurs extrêmes admissibles, c'est-à-dire ne fasse pas déborder le lac ou descendre le niveau en dessous de la prise d'eau, ce qui pourrait avoir comme conséquence d'introduire des poches d'air dans la galerie sous pression.

Les équations que nous indiquons dans cet exposé donnent les bases pour l'examen de cette condition. Cependant à l'inverse de l'étude des faibles variations telles qu'elles interviennent pour la détermination des conditions de stabilité, il n'est pas admissible de linéariser ces équations. Le problème doit être traité pas à pas au moyen d'une méthode graphique ou semi-graphique. Cette étude dépasserait le cadre de notre exposé, dans lequel nous nous limitons à l'étude de la condition de stabilité telle que nous l'avons précisée ci-dessus.

I. Principe du réglage

Nous prenons successivement en considération les trois cas principaux qui peuvent se présenter.

1. Centrale sans chambre d'équilibre

La fig. 2 représente la disposition de principe d'une centrale sans chambre d'équilibre. Le bassin de compensation B (dit aussi chambre de mise en charge), alimenté par l'ouvrage d'aménée, est placé directement en amont de la conduite forcée C qui alimente la turbine T. La hauteur H_b du plan d'eau de ce bassin est mesurée à l'aide d'un flotteur par le détecteur D qui commande par l'intermédiaire d'une télémesure et du régulateur R l'ouverture de la turbine.

Admettons par exemple une augmentation à partir d'un état d'équilibre du débit d'alimentation du bassin de compensation. Le niveau de ce bassin va monter, ce qui va provoquer par l'intermédiaire du dispositif de réglage une augmentation de l'ouverture des turbines jusqu'à ce que leur débit corresponde au nouveau débit d'alimentation et que le niveau se stabilise à une nouvelle valeur correspondant au débit ainsi augmenté. A la cote maximum de la tranche de réglage correspond la pleine charge de la centrale, à la cote minimum correspond la marche à vide.

2. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en amont

La fig. 3 représente la disposition de principe d'une centrale avec chambre d'équilibre. Nous y trouvons les mêmes éléments que dans le cas précédent avec en plus la galerie G et la chambre d'équilibre E.

3. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en aval

La fig. 4 représente la disposition de principe du palier supérieur d'un aménagement hydro-électrique disposé en cascade. Ce palier est alimenté à partir du bassin d'accumulation A, dont nous admettons le niveau constant. Le niveau du plan d'eau du bassin de compensation B situé en aval de la centrale est mesuré par le détecteur du niveau D et règle par l'intermédiaire du régulateur R l'admission de la ou des turbines T. Nous voyons que cette disposition à l'avantage de ré-

duire à un minimum la distance sur laquelle doit s'effectuer la télémesure du niveau d'eau. Dans ce cas, la pente du statisme du réglage est inversée, c'est-à-dire qu'à la marche à vide correspond la cote maximum de la branche de réglage tandis qu'à la pleine charge correspond la cote minimum.

II. Conditions de stabilité

Le détail de la détermination de ces conditions est donné par l'annexe I. Nous considérons à nouveau les trois cas auxquels nous avons fait allusion et obtenons en première approximation les conditions suivantes pour le volume U de la tranche de réglage, c'est-à-dire la capacité du bassin de compensation nécessaire au réglage.

1. Centrale sans chambre d'équilibre (fig. 2)

Le volume de la tranche de réglage U_s correspondant à la limite de stabilité est donné par l'expression suivante:

$$U_s = F_{b0} \Delta H_{b \min} > \frac{L_c V_{co}^2 F_c}{2g H_{bo}} = \frac{T_{co} Q_o}{2}$$

- avec F_{b0} = Surface du bassin de compensation correspondant à l'état de régime
- $\Delta H_{b \min}$ = Hauteur minimum de la tranche de réglage
- L_c = Longueur de la conduite forcée
- F_c = Section de la conduite forcée
- V_{co} = Vitesse de l'eau dans la conduite forcée correspondant à l'état de régime
- H_{bo} = Hauteur du plan d'eau correspondant à l'état de régime
- g = Constante d'accélération
- Q_o = Débit correspondant à l'état de régime
- $T_{co} = \frac{L_c V_{co}}{g H_{bo}}$ = constante de temps de la conduite forcée correspondant à l'état de régime

On voit immédiatement que les conditions les plus sévères en ce qui concerne la stabilité du réglage sont celles qui correspondent à la pleine charge de l'installation. Le volume U_s correspond au cas limite d'oscillation de réglage entretenue. Pratiquement, il faut que le réglage soit non seulement stable, mais que les oscillations de réglage soient rapidement amorties. On peut poser pour le volume U de la tranche de réglage qu'il faut choisir en fait la condition suivante:

$$U > (1,5 \div 2,5) Q T_c$$

Q = débit correspondant à la pleine charge de la centrale
 T_c = constante de temps de la conduite forcée (0,5 à 1,5 s).

Considérons par exemple une installation avec un débit nominal de 20 m³/s, une chambre de mise en charge avec une section de 50 m² et une constante $T_c = 1$ s. Il en résulte que la hauteur de la tranche d'eau utile pour le réglage doit être supérieure à ~ 0,8 m.

2. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation situé en amont (fig. 3)

Le volume de la tranche de réglage U est donné par l'expression suivante:

$$U_s = F_{b0} \Delta H_{b \min} > \frac{L_g V_{go}^2 F_g}{2g P_{go}}$$

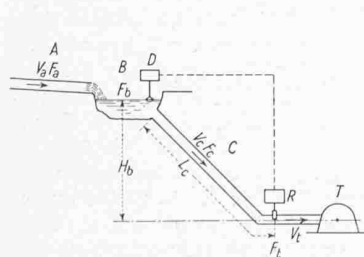


Fig. 2. Disposition de principe d'une centrale sans chambre d'équilibre

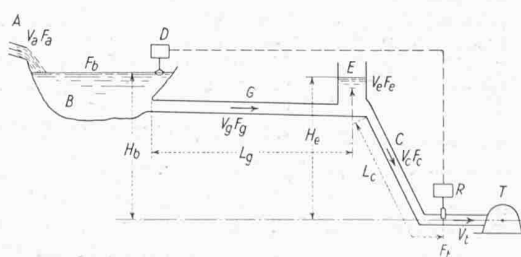


Fig. 3. Disposition de principe d'une centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en amont

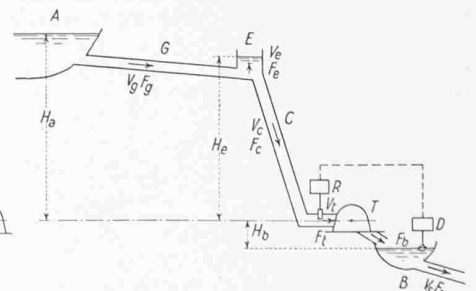


Fig. 4. Disposition de principe d'une centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en aval

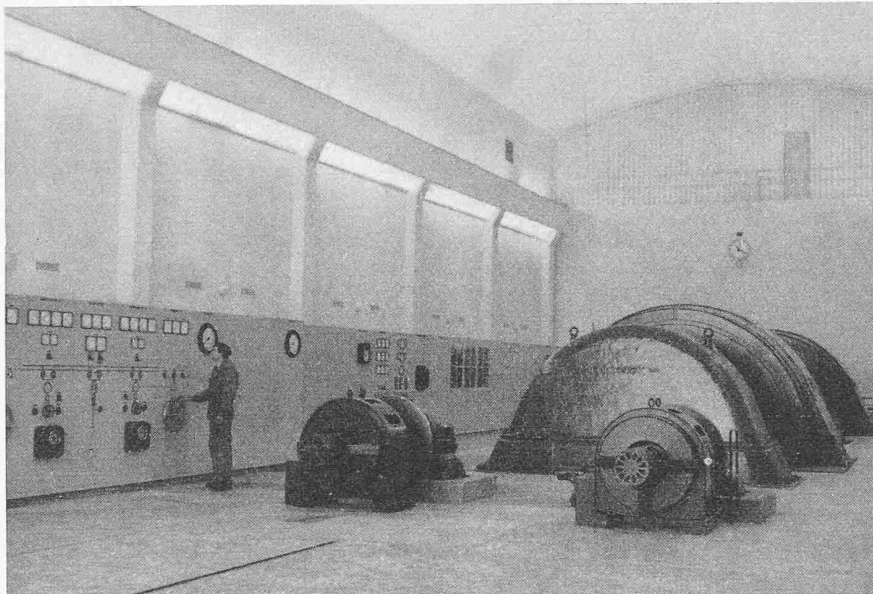


Fig. 5. Vue des groupes de la centrale de Gondo

avec L_g = longueur de la galerie d'aménée
 F_g = section de la galerie d'aménée
 P_{go} = pertes de charge dans la galerie d'aménée correspondant à l'état de régime.

Les autres termes de cette expression¹⁾ ont la même signification que dans le cas précédent.

La perte de charge dans la galerie d'aménée peut se calculer à l'aide de la formule classique de Strickler

$$P_{go} = \frac{L_g 10,3 Q_o^2}{K_s^2 D^{10/3}}$$

avec D = diamètre de la galerie
 K_s = coefficient de Strickler.

En tenant compte de cette formule, nous obtenons

$$U_s > \frac{2 K_s^2 D^{10/3}}{10,3 g \pi}$$

En première approximation, nous pouvons poser $D^{10/3} \sim 1,2$ à $1,4 D^3$ (pour $2 \text{ m} < D < 3 \text{ m}$) et admettre pour une galerie revêtue $K_s \cong 80$. Il en résulte:

$$U_s > 0,0065 K_s^2 D^{10/3} \sim 55 D^3$$

Nous avons vu que le volume minimum U qu'il fallait pratiquement admettre est un multiple de U_s . Nous pouvons établir la règle très simple suivante:

$$U > (160 \div 270) D^3$$

Ainsi par exemple pour une installation ayant un diamètre D de 4 m avec un bassin de compensation ayant une surface de 20 000 m², il faut une tranche d'eau de réglage ayant une hauteur minimum de $\sim 0,65$ m.

3. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en aval (fig. 4)

Ainsi que cela est indiqué en annexe, dès que les pertes de charge dans la galerie d'aménée sont importantes, la stabilité du réglage est assurée même pour un volume très faible de la tranche de réglage. Dans ce cas, la capacité du bassin de compensation est déterminée par la condition de l'oscillation en masse.

¹⁾ Il est frappant de constater la similitude de cette expression avec celle donnée par la formule de Thoma:

$$F_T > \frac{L_g V_{go}^2 F_g}{2g P_{go} H_{bo}}$$

avec V_{go} = vitesse de l'eau dans la galerie correspondant à l'état de régime.

La seule différence est que le terme H_{bo} est supprimé au dénominateur.

Données techniques des groupes principaux

Turbines	puissance	16 700 kW
	vitesse nominale	375 t/min
	débit nominal	4 m ³ /s
	chute nette	477 m
Alternateurs	puissance	20 kVA
	tension nominale	10,5 kV
	courant nominal	1100 A
	fréquence	50 Hz
	PD ²	210 tm ²

Si toutefois on néglige les pertes de charge de la galerie d'aménée, ce qui est une hypothèse très défavorable, on obtient en première approximation la condition suivante pour le volume U_s de la tranche de réglage correspondant à la limite de stabilité

$$U_s > Q_o T_r$$

avec Q_o = débit correspondant à l'état de régime

T_r = constante de temps du dispositif de réglage (pratiquement 5 à 10 s).

Le volume de la tranche de réglage U qu'il faut effectivement choisir est un multiple de U_s

$$U > (3 \div 5) Q T_r$$

Cette condition est valable si le bassin de compensation se trouve immédiatement en aval de la centrale. Si, par contre, il est relié par un canal de fuite dont la longueur n'est pas négligeable, on obtient en première approximation la condition de stabilité suivante:

$$U_s > T_f \cdot Q_o \frac{2}{\pi}$$

avec T_f = Durée de propagation des ondes de translation sur le canal de fuite.

Il en résulte pour le volume U de la tranche de réglage qu'il faut effectivement choisir la condition suivante:

$$U > (2 \div 3) Q T_f$$

III. Description du dispositif de réglage à niveau constant de la centrale de Gondo

La fig. 5 donne une vue des groupes de la centrale de Gondo et la fig. 6 donne une vue de son bassin de compensation. Cette centrale est caractérisée par les données tech-

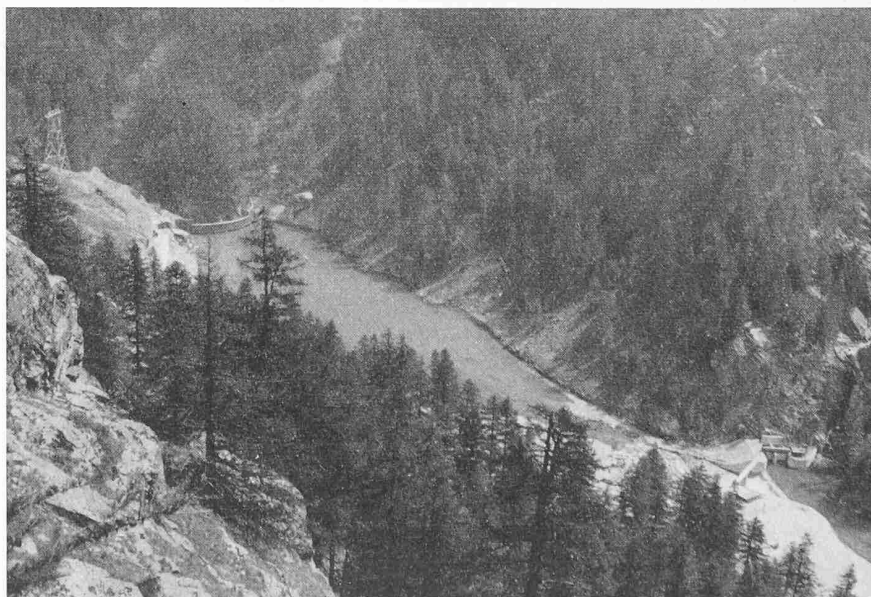


Fig. 6. Vue du bassin de compensation de la centrale de Gondo. Capacité utile 165 000 m³. Cote minimum d'utilisation 1270 m

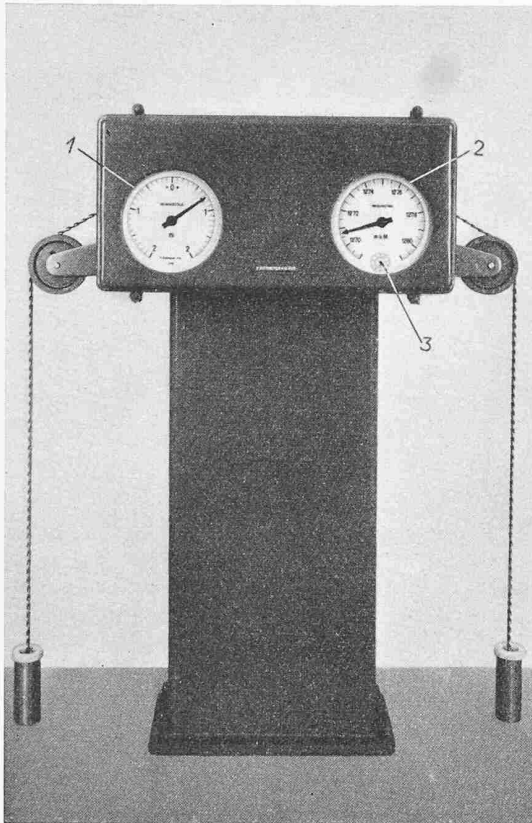


Fig. 7. Vue de l'émetteur installé au bassin de Serra
 1. Indication de la perte de charge de la grille à l'amont de la galerie d'amenée
 2. Indication du niveau d'eau du bassin de Serra
 3. Cadran vernier pour augmenter la précision de la lecture

riques suivantes correspondant à la pleine charge de l'installation:

Nombre des groupes principaux	2
Puissance de chaque turbine	22 000 ch
Débit total nominal Q	8 m ³ /s
Section de la galerie sous pression F_g	3,5 m ²
Diamètre de la galerie sous pression D	2,1 m
Section de la chambre d'équilibre F_e	28,3 m ²
Section de la conduite forcée F_c	2 m ²
Hauteur de la chute brute H_{bo}	480 m
Longueur de la galerie sous pression L_g	3236 m
Vitesse de l'eau dans la galerie sous pression V_{go}	2,29 m/s
Vitesse de l'eau dans la conduite forcée V_{co}	4 m/s
Surface F_b du bassin de compensation pour la cote minimum	11 000 m ²
pour la cote maximum	18 000 m ²
Différence entre les cotes maximum et minimum	8 m
Pertes de charge dans la galerie sous pression en régime nominal P_{go}	10 m

En introduisant ces valeurs, nous obtenons pour le volume de la tranche d'eau U_s correspondant à la limite de la stabilité, l'expression suivante:

$$U_s > \frac{L_g V_{go}^2 F_g}{2g P_{go}} = \frac{3236 \cdot (2,29)^2 \cdot 3,5}{2 \cdot 9,8 \cdot 10} \sim 300 \text{ m}^3$$

Le volume minimum effectivement nécessaire est environ 3 à 5 fois plus élevé. La formule simplifiée établie précédemment conduit à une valeur légèrement supérieure (qui provient du diamètre relativement faible de la galerie sous pression)

$$U > 200 D^3 \sim 1800 \text{ m}^3$$

Il en résulte pour la surface minimum du bassin de compensation (cas le plus défavorable), la condition suivante pour la hauteur de la tranche d'eau utile:

$$\Delta H_{b \text{ min}} > \frac{1800}{11000} \sim 0,16 \text{ m} = 16 \text{ cm}$$

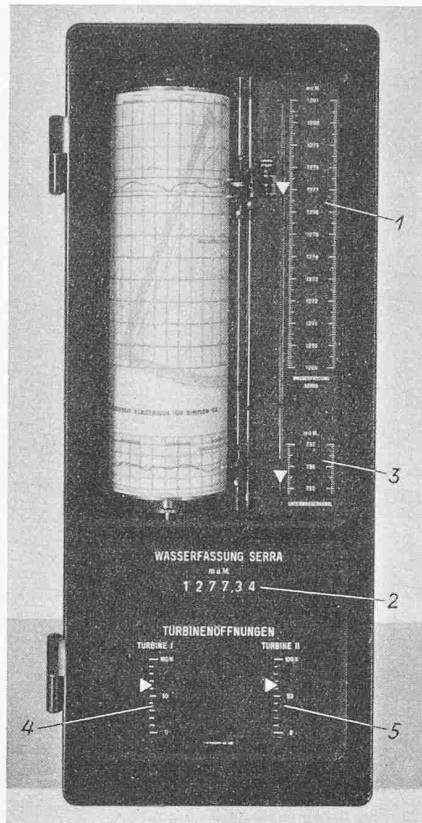


Fig. 8 à gauche. Vue du limnimètre de la centrale de Gondo
 1. Echelle du niveau du bassin de Serra
 2. Indication de ce niveau
 3. Echelle du niveau du canal de fuite
 4 et 5. Indication de la position du limiteur d'ouverture des deux turbines

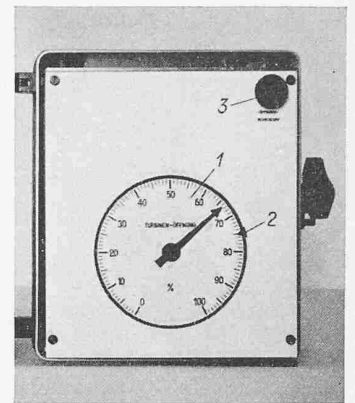


Fig. 9. Vue du dispositif de commande monté sur le régulateur des turbines (sans le couvercle)
 1. Mesure de l'ouverture de la turbine
 2. Ajustement de l'ouverture maximum de la turbine
 3. Disque moleté pour l'ajustement à main de cette ouverture maximum

Fig. 8 à gauche. Vue du limnimètre de la centrale de Gondo
 1. Echelle du niveau du bassin de Serra
 2. Indication de ce niveau
 3. Echelle du niveau du canal de fuite
 4 et 5. Indication de la position du limiteur d'ouverture des deux turbines

Cette hauteur est très faible par rapport à la variation totale du plan d'eau de ce bassin de compensation (8 m).

Elle est 2,5 fois plus faible que la tranche de réglage minimum prévue par le dispositif de réglage (40 cm). Par suite du volume relativement important du bassin de compensation de la centrale de Gondo destiné à une accumulation journalière, les conditions de stabilité du réglage à niveau d'eau sont largement remplies ainsi que les essais de réglage l'ont confirmé.

Le limnimètre, ainsi que le dispositif de réglage à niveau d'eau constant de la centrale de Gondo ont été fournis par la maison François Rittmeyer S. A. à Zoug²⁾. La fig. 7 donne une vue de l'émetteur installé à la prise d'eau du bassin de Serra. La fig. 8 montre le limnimètre installé dans la salle de commande de la centrale de Gondo, limnimètre qui est combiné avec le récepteur de la télémessure et le régulateur central qui émet les ordres de commande pour les deux turbines.

La fig. 9 donne une vue du dispositif de commande monté sur le régulateur de la turbine et agissant sur le moteur du limiteur d'ouverture dont il mesure et transmet la position. La fig. 10 donne un schéma de principe du dispositif de réglage.

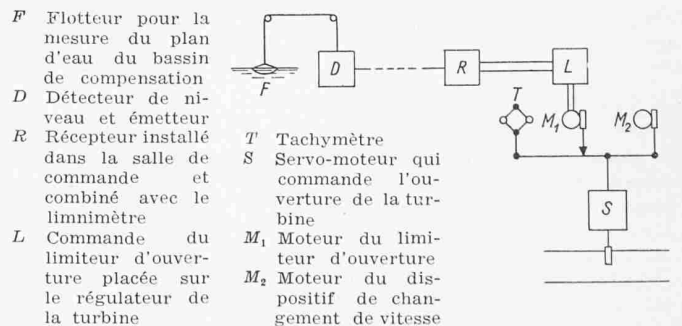


Fig. 10. Schéma de principe du dispositif de réglage

Ce dispositif agit de façon discontinue; dès que la variation du niveau du bassin de Serra dépasse 2 cm, l'émetteur D transmet une impulsion à courant continu qui, d'une part est utilisée par le limnimètre pour enregistrer la hauteur du plan

²⁾ Le principe de la réalisation de ce dispositif de réglage a été décrit par le constructeur: Die automatische Fernsteuerung der Turbinenleistung in Abhängigkeit vom Stauspiegel paru dans le «Schweiz. Kalender für Dampf- und Elektrizitätbetrieb 1949».

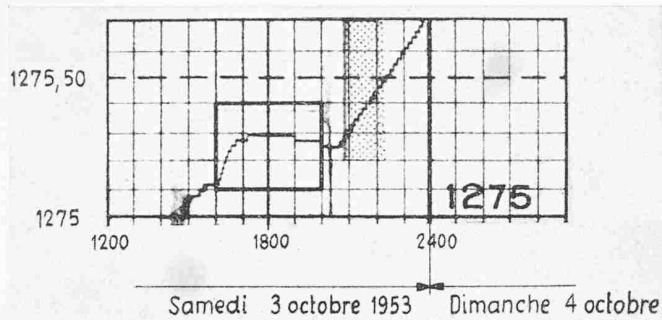


Fig. 11. Diagramme des variations du niveau d'eau. Zone encadrée: Variation du niveau d'eau pendant la période des essais

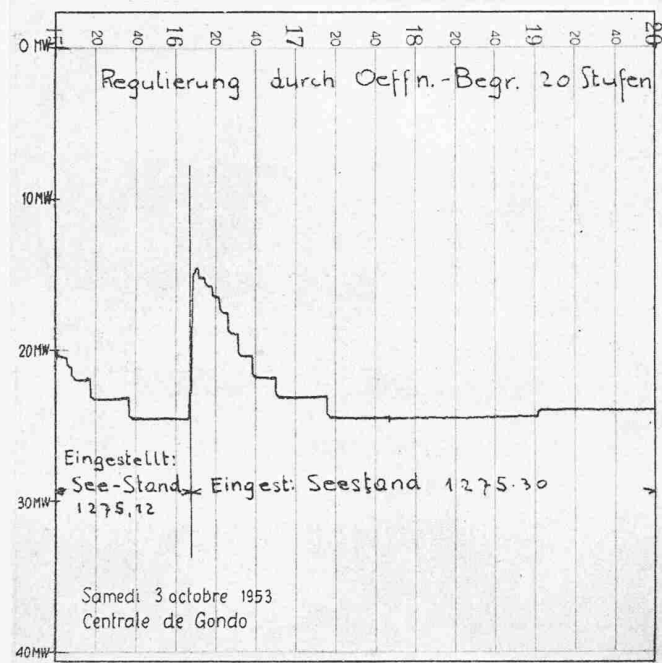


Fig. 12. Diagramme des variations de la puissance fournie par la centrale

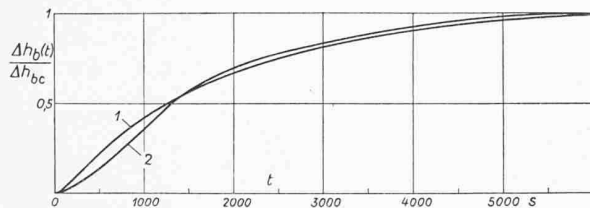


Fig. 13. Comparaison de la variation de niveau calculée et mesurée. Courbe 1: Variation calculée. Courbe 2: Variation mesurée

$\Delta h_b(t)$ Variation du niveau du bassin de compensation
 Δh_{bc} Variation de la valeur de consigne de ce niveau

d'eau, et d'autre part, lorsque le réglage automatique est en service, modifie d'un échelon l'ouverture de la turbine. Le dispositif de réglage est ainsi conçu que l'ouverture totale de la turbine est parcourue au choix pour 20, 30 ou 50 échelons, ce qui correspond à une tranche de réglage de 0,40, 0,60 ou 1 m.

IV. Contrôle expérimental du fonctionnement du réglage à niveau d'eau constant

Actuellement, le bassin de compensation est utilisé pour une accumulation journalière. Le réglage automatique ne sera en service régulier qu'après la construction de la centrale de Zwischbergen qui constitue le palier supérieur de l'aménagement de Gondo. Des essais ont été entrepris le samedi après-midi 3 octobre 1953 pour en contrôler le fonctionnement. Ces essais ont consisté à changer brusquement la valeur de consigne du niveau d'eau du bassin de Serra et à observer com-

ment ce niveau rejoignait la nouvelle valeur qui lui était assignée.

La zone encadrée de la fig. 11 donne la variation de ce niveau pendant la période de l'essai qui a duré environ de 16 h à 20 h. La valeur de consigne a été élevée de 1275,12 à 1275,30 m. On voit que ce niveau a été atteint selon une courbe d'allure exponentielle avec une constante de temps égale environ à $\frac{1}{2}$ heure. La réduction du niveau après 19 h, alors que le réglage automatique était encore en service, provient de la diminution du débit d'amenée à la fin de la journée. Le réglage automatique a été ensuite supprimé, la charge de la turbine a été réduite de façon à remplir le lac de Serra pendant la nuit. Les échelons de 2 cm qui caractérisent l'action discontinue du dispositif de réglage sont nettement visibles sur l'enregistrement donné par la fig. 11.

La fig. 12 donne le diagramme de la puissance fournie par la centrale pendant cet essai. Nous constatons que cette puissance a été réduite au moment de l'élévation de la valeur de consigne du niveau d'eau puis qu'elle a rejoint progressivement sa valeur primitive, le débit étant resté constant jusqu'à 19.00 h. L'annexe II indique comment calculer en première approximation la variation du niveau résultant d'une variation de sa valeur de consigne. La courbe 1 de la fig. 13 représente la variation déterminée ainsi théoriquement et caractérisée par l'expression suivante:

$$\frac{\Delta h_b(t)}{\Delta h_{bc}} = 1 - 1,04 e^{-0,000571 t} + 0,04 e^{-0,0140 t}$$

La courbe 2 représente la variation effectivement mesurée; la concordance est satisfaisante si l'on tient compte des hypothèses simplificatrices admises. Les équations données en annexe traduisent donc bien le phénomène pris en considération.

Les relevés expérimentaux confirment le résultat auquel a conduit l'étude de la stabilité de marche de l'installation, à savoir que dans le cas de la centrale de Gondo les conditions de stabilité sont largement remplies et que le dispositif de réglage installé donne entièrement satisfaction. Tel ne serait plus le cas si la puissance de la centrale était beaucoup plus importante. Il serait nécessaire de prévoir un dispositif de stabilisation (réglage continu avec statisme passager). L'annexe I indique comment prédéterminer l'efficacité de ces dispositifs de stabilisation.

V. Conclusion

Le développement actuel de certains aménagements hydro-électriques conduit à fractionner leur chute et à installer plusieurs centrales en cascade avec des bassins de compensation intercalés entre ces centrales. Il est souhaitable, en vue d'obtenir une exploitation aussi souple que possible, de donner à ces bassins de compensation le plus grand volume de retenue possible. Cependant, dans certains cas la disposition des lieux et leur coût limitent les dimensions qu'il est possible de leur prévoir.

Nous avons vu que la capacité de retenue minimum de ces bassins de compensation dépend de deux genres de condition:

- stabilité de réglage,
- oscillation en masse.

Nous avons donné les formules très simples qui caractérisent la condition de stabilité. Ces formules sont une première approximation; elles suffisent toutefois pour fixer un ordre de grandeur et pour montrer si le problème de la stabilité de réglage se pose ou non. Si oui, une étude plus complète est nécessaire à l'aide des formules données dans l'annexe I. Cette étude et les dispositifs de réglage qu'elle permet de déterminer donnerait la possibilité de réduire le volume des bassins de compensation dont le coût est souvent élevé.

Nous avons décrit le dispositif de réglage installé à la centrale de Gondo et avons vu que dans ce cas, la capacité du bassin de compensation de Serra était largement suffisante pour les besoins de la stabilité de ce réglage.

Cependant pour certains aménagements importants en projet ou en cours d'exécution le problème de la coordination du réglage de leur puissance et de la détermination du volume minimum à prévoir pour leur bassin de compensation mérite de faire l'objet d'une étude approfondie.

Annexe I. Détermination des conditions de stabilité.

Les équations caractérisant le système hydraulique sont les suivantes:

A. Centrale sans chambre d'équilibre (cas A)

$$V_a F_a - F_b \frac{dH_b}{dt} = V_c F_c = V_t F_t$$

$$H_b - \frac{L_c}{g} \frac{dV_c}{dt} - P_{co} \left(\frac{V_c}{V_{co}} \right)^2 = \frac{V_t^2}{2g}$$

B. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en amont (cas B)

$$V_a F_a - F_b \frac{dH_b}{dt} = V_g F_g = V_c F_c + V_e F_e$$

$$V_c F_c = V_t F_t$$

$$H_b - \frac{L_g}{g} \frac{dV_g}{dt} - P_{go} \left(\frac{V_g}{V_{go}} \right)^2 - H_e = 0$$

$$H_e = \frac{V_t^2}{2g}$$

$$V_e = \frac{dH_e}{dt}$$

C. Centrale avec chambre d'équilibre et bassin de compensation en aval (cas C)

$$V_g F_g = V_c F_c + V_e F_e$$

$$V_c F_c = V_t F_t = V_s F_s - F_b \frac{dH_b}{dt}$$

$$H_a - \frac{L_g}{g} \frac{dV_g}{dt} - P_{go} \left(\frac{V_g}{V_{go}} \right)^2 = H_e = \frac{V_t^2}{2g}$$

$$V_e = \frac{dH_e}{dt}$$

Ainsi que cela ressort des fig. 2, 3 et 4, les symboles de ces équations ont la signification suivante:

- H_a = hauteur du plan d'eau du bassin d'accumulation (admise comme étant constante)
- H_b = hauteur du plan d'eau du bassin de compensation
- H_e = hauteur du plan d'eau de la chambre d'équilibre
- F_a = section de l'ouvrage d'admission
- F_b = section du bassin de compensation
- F_c = section de la conduite forcée (admise constante)
- F_g = section de la galerie d'amenée (admise constante)
- F_s = section de l'ouvrage de sortie du bassin de compensation (dans le cas C)
- F_t = section de l'admission aux turbines (variable)
- V_a = vitesse de l'eau à l'admission dans le bassin de compensation (dans les cas A et B)
- V_c = vitesse de l'eau dans la conduite forcée
- V_g = vitesse de l'eau dans la galerie d'amenée
- V_t = vitesse de l'eau à l'admission de la turbine
- V_s = vitesse de l'eau à la sortie du bassin de compensation (cas C)
- L_c = longueur de la conduite forcée
- L_g = longueur de la galerie d'amenée
- P_{co} = perte de charge dans la conduite forcée à l'état de régime
- P_{go} = perte de charge dans la galerie d'amenée à l'état de régime
- g = constante d'accélération

Les hauteurs des différents plans d'eau sont mesurées en prenant l'axe médian des turbines comme origine. On considère de faibles variations par rapport à un état de régime initial que l'on prend comme régime de référence et que l'on caractérise par l'indice zéro. En tenant compte des conditions initiales ainsi définies, on obtient un système d'équations différentielles entre les différentes variables du système; on élimine le nombre voulu de ces variables, ce qui est grandement facilité par l'usage du calcul opérationnel et on obtient ainsi la fonction de transfert φ_{f, h_b} qui caractérise la relation dynamique qui unit les variations de l'ouverture de la turbine aux variations du plan d'eau,

$$\varphi_{f, h_b} = \frac{\Delta h_b}{\Delta f_t}$$

avec Δh_b = variation relative du plan d'eau

Δf_t = variation relative de l'ouverture de la turbine

On détermine également la fonction de transfert φ_{h_b, f_t} qui caractérise la relation dynamique entre les variations du plan d'eau du bassin de compensation et celle de l'ouverture de la turbine. En première approximation, nous avons admis que cette relation dynamique correspondait à une courbe exponentielle avec une constante de temps T_r ; on obtient ainsi:

$$\varphi_{h_b, f_t} = \frac{\Delta f_t}{\Delta h_b} = \frac{K}{1 + s T_r}$$

avec K = facteur d'asservissement

s = opérateur

T_r = constante de temps du dispositif de réglage

L'équation caractéristique est donnée par la relation suivante:

$$1 - \varphi_{f_t, h_b} \varphi_{h_b, f_t} = 0$$

On obtient ainsi une équation caractéristique du 3^e ordre dans le cas A du type

$$C_0 s^3 + C_1 s^2 + C_2 s + C_3 = 0$$

et du 4^e ordre dans les cas B et C du type

$$C_0 s^4 + C_1 s^3 + C_2 s^2 + C_3 s + C_4 = 0$$

Le critère de Hurwitz conduit aux conditions de stabilité suivantes:

Cas A: $(C_1 C_2 - C_0 C_3) > 0$

Cas B et C: $C_3 (C_1 C_2 - C_0 C_3) - C_1^2 C_4 > 0$

Les facteurs de ces équations caractéristiques ont les valeurs suivantes:

Cas A $C_0 = T_b T_c T_r$

$C_1 = T_b T_c + 2 T_b T_r (1 + p_c)$

$C_2 = 2 T_b (1 + p_c) + T_r$

$C_3 = 2 K + 1$

Cas B $C_0 = T_b T_g T_e T_r$

$C_1 = T_b T_g T_e + \frac{1}{2} T_b T_g T_r + 2 p_g T_b T_e T_r$

$C_2 = \frac{1}{2} T_b T_g + 2 p_g T_b T_e + T_e T_r + T_b T_r (1 + p_g)$

$C_3 = T_b (1 + p_g) + T_e + \frac{T_r}{2}$

$C_4 = K + \frac{1}{2}$

Cas C $C_0 = T_b T_g T_e T_r$

$C_1 = T_e T_b T_g + \frac{1}{2} T_g T_b T_r + 2 p_g T_b T_e T_r$

$C_2 = \frac{1}{2} T_b T_g + 2 p_g T_b T_e + K T_e T_g + T_b T_r (1 + p_g)$

$C_3 = T_b (1 + p_g) + 2 p_g T_e K$

$C_4 = K$

Les paramètres qui interviennent dans ces facteurs ont la signification suivante:

	Cas A	Cas B	Cas C
Constante de temps du bassin de compensation T_b	$\frac{F_b H_{bo}}{Q_0}$	$\frac{F_b H_{bo}}{Q_0}$	$\frac{F_b H_a}{Q}$
Constante de temps de la conduite forcée T_c	$\frac{L_c V_{co}}{g H_{bo}}$		
Constante de temps de la chambre d'équilibre T_e		$\frac{H_{bo} F_e}{Q_0}$	$\frac{H_a F_e}{Q_0}$
Constante de temps de la galerie d'amenée T_g		$\frac{L_g V_{go}}{g H_{bo}}$	$\frac{L_g V_{go}}{g H_a}$
Variation relative du plan d'eau dans le bassin de compensation Δh_b	$\frac{\Delta H_b}{H_{bo}}$	$\frac{\Delta H_b}{H_{bo}}$	$\frac{\Delta H_b}{H_a}$
Variation relative de l'ouverture de la turbine Δf_t	$\frac{\Delta F_t}{F_{to}}$	$\frac{\Delta F_t}{F_{to}}$	$\frac{\Delta F_t}{F_{to}}$
Perte de charge relative de la galerie d'amenée p_g		$\frac{P_{go}}{H_{bo}}$	$\frac{P_{go}}{H_a}$
Perte de charge relative de la conduite forcée p_c	$\frac{P_{co}}{H_{bo}}$		
Facteur d'asservissement K	$\frac{H_{bo}}{\Delta H_{b \min}}$	$\frac{H_{bo}}{\Delta H_{b \min}}$	$\frac{H_a}{\Delta H_{b \min}}$

avec Q_0 = débit à l'état de régime

$\Delta H_{b \min}$ = hauteur minimum admissible de la tranche d'eau de réglage

Nous avons admis pour le cas C que le bassin de compensation était situé immédiatement en aval de la centrale. En fait, si le canal de fuite qui relie la centrale au bassin de compensation a une longueur importante (ce qui risque d'être le cas en particulier lorsque la centrale est en caverne), ce canal introduit un retard entre les variations de l'ouverture de la turbine et les variations du plan d'eau du bassin de compensation. Ce retard agit très défavorablement sur la stabilité du réglage du niveau d'eau. L'étude rigoureuse de ce cas conduit à des calculs laborieux car l'équation caractéristique devient transcendante.

En première approximation, on peut admettre que la vitesse de l'eau en aval de la conduite forcée est constante, c'est-à-dire que pour

de faibles variations par rapport à l'état de régime, le débit est proportionnel à l'ouverture de la turbine (hypothèse favorable); on obtient alors la condition de stabilité suivante:

$$K \frac{T_f}{T_b} = T_f \frac{Q_o}{F_b \Delta H_{b \min}} < \frac{\pi}{2}$$

avec T_f = durée de propagation des ondes de translation le long du canal de fuite (augmentée éventuellement du retard introduit par le dispositif de réglage).

Il en résulte le volume minimum admissible suivant pour la tranche de réglage:

$$U_s = F_b \Delta H_{b \min} > T_f Q_o \frac{2}{\pi}$$

Annexe II. Calcul de la variation du niveau d'eau du bassin de compensation à la suite d'une variation de la valeur de consigne de ce niveau.

Si l'on modifie brusquement, mais dans une mesure relativement faible la valeur de consigne du niveau d'eau du bassin de compensation, et si la condition de stabilité est remplie, le plan d'eau de ce bassin rejoindra progressivement la nouvelle cote qui lui est assignée selon une allure qui est caractérisée par l'expression suivante exprimée sous forme symbolique

$$\frac{\Delta h_b}{\Delta h_{bc}} = \frac{1}{1 - \varphi_{f_i h_b} \varphi_{h_b f_i}}$$

avec Δh_{bc} = variation relative de la valeur de consigne du plan d'eau du bassin de compensation.

Nous prenons en considération le cas B et obtenons en première approximation

$$\frac{\Delta h_b}{\Delta h_{bc}} = \frac{A_1 s^2 + A_2 s}{A_1 s^2 + A_2 s + K}$$

$$\text{avec } A_1 = \frac{1}{2} T_b T_g + 2 p_g T_b T_c$$

$$A_2 = T_b + T_c + p_g T_b$$

En appliquant à cette expression la transformation de Laplace, on peut déterminer en fonction du temps l'allure de la variation du plan d'eau. Deux cas doivent être distingués:

1. Les racines du dénominateur sont réelles

$$A_1 s^2 + A_2 s + K = 0 \quad \begin{cases} s_1 = -a \\ s_2 = -b \end{cases}$$

Il en résulte:

$$\frac{\Delta h_b(t)}{\Delta h_{bc}} = \frac{1}{b-a} [(c-a) e^{-at} - (c-b) e^{-bt}]$$

$$\text{avec } c = \frac{A_2}{A_1}$$

2. Les racines du dénominateur sont conjuguées complexes

$$s_1 = -\beta + j\omega \quad s_2 = -\beta - j\omega$$

$$\frac{\Delta h_b(t)}{\Delta h_{bc}} = \frac{\sqrt{b}}{\omega} e^{-\beta t} \sin(\omega t - \delta)$$

$$\text{avec } \omega = \frac{1}{2} \sqrt{4b - a^2} \quad \delta = \arctg \frac{\omega}{\beta - a}$$

$$\beta = \frac{a}{2} \quad a = \frac{A_2}{A_1}; \quad b = \frac{K}{A_1}$$

Adresse des auteurs: M. Cuénod et A. Terisse, ingénieurs à la société Ofinco, 1, rue de la cité, Genève.

Das Projekt der «Kleinen Bahnverlegung» zur Lösung des Badener Verkehrsproblems

DK 625.712.25

Im Frühling letzten Jahres hat Dr. J. Killer hier die Verkehrsprobleme von Baden ausführlich geschildert, wobei er die dringende Aufgabe der Verbesserung der Durchgangsstrasse im Ortskern in den Vordergrund stellte (SBZ 1953, Nr. 22, S. 319). Bekanntlich weist diese zusätzlich mit starkem, besonders durch die Brown Boveri-Werke verursachtem Lokalverkehr belastete Strasse heute (Bild 1) Engpässe, scharfe Krümmungen und drei Niveaueübergänge auf, die den Fall Baden zu einem der am dringendsten nach Verbesserung rufenden des ganzen Landes machen. Die letztes Jahr in den Vordergrund gestellte Lösung ohne Bahnverlegung, die sog. «Schraube» (Bild 17, S. 327), wurde von der Einwohnergemeinde Baden verworfen, obwohl sie mit geschätzten Baukosten von 14,5 Mio Fr. um 7,5 Mio Fr. billiger war als die Lösung «Kleine Bahnverlegung» in der damaligen Form (Bild 13, S. 325). Die Gemeinde verlangte das weitere Studium dieser Idee «Kleine Bahnverlegung», für die sich Ing. F. Schmidlin seit Jahrzehnten und bis heute als Vorkämpfer einsetzt. Im Auftrag der Gemeinde arbeitete Prof. Dr. K. Leibbrand ein neues Projekt aus, welches den Schweiz. Bundesbahnen unterbreitet wurde. Es ist nicht zuletzt dem Verständnis von Generaldirektor O. Wichser zu verdanken, dass in der Folge mit den SBB auf einer Basis verhandelt werden konnte, die den Weg öffnete zur heute sich abzeichnenden Lösung, die wir hier unsern Lesern bekanntgeben können. Sie unterscheidet sich gegenüber der letztes Jahr in Bild 13 gezeigten Idee hauptsächlich durch die Verkürzung des Bahntunnels und die Ueberführung der Durchgangsstrasse (statt Unterführung) am Nordportal des Schlossberg-Tunnels sowie durch Beseitigung der Nationalbahn-Kreuzung und vor allem auch durch geringere Kosten.

Mit Genugtuung darf man feststellen, dass es mit vereinten Kräften gelungen ist, die letztes Jahr hier geforderte «Lösung mit besserem Nutzeffekt» zu finden. Möge ihre Verwirklichung nun ebenfalls durch allseitige Zusammenarbeit bald erreicht werden!

*

Die projektierte *Bahnverlegung* erfolgt durch eine bogenförmige Linienführung unter dem Kreuzliberg, der Vorstadt und dem Schlossberg hindurch zum Bahnhof Baden. Die gesamte Verlegungslänge beträgt rund 1090 m, davon sind 850 m reine Tunnelstrecke mit südlichem Portal beim Restaurant Kreuzliberg und nördlichem Ausgang etwas westlich dem bestehenden Tunnelportal beim Bahnhof Baden.

Von der Tunnelstrecke kann diejenige im Bereich der Vorstadt im Tagbau erstellt werden. Die Verlängerung der neuen Bahnstrecke gegenüber der heutigen beträgt rd. 50 m. Da die Bahnlinie unter der Mellingerstrasse hindurch geführt werden muss, sind Rampen von 8,5 ‰ südlich und 10,5 ‰ nördlich der Mellingerstrassen-Kreuzung erforderlich. Die im Längsprofil der Bahn dadurch entstehende Mulde kann in einfacher Weise in den ungefähr dem Zuge der Mellingerstrasse folgenden, eingedolten Stadtbach entwässert werden.

Mit dem Vorprojekt und der Kostenaufstellung für die Strassenführung ist die Firma *Locher & Cie.*, Zürich, beauftragt worden. Ihrem Projektbericht entnehmen wir folgende Ausführungen:

Für die Projektstudien der Strassenführungen hat das kantonale Tiefbauamt Aarau Pläne über die Linienführung und Längsprofilausbildung als Unterlage ausgearbeitet. Da dieser kantonale, mit Variante K bezeichnete Vorschlag teilweise etwas grosszügig gestaltet ist und dadurch auch den Abbruch verhältnismässig vieler Gebäude verursachen würde, wurde als Vorschlag der Stadt Baden eine noch etwas einfachere, verkehrstechnisch aber ebenfalls zweckentsprechende Variante S studiert. Diese ist baulich billiger und greift nicht so stark in die bestehende Bebauung ein. Die allgemeine Linienführung der beiden Varianten unterscheidet sich allerdings wenig, und beide Lösungen weichen nur in Einzelheiten voneinander ab. Es ist deshalb in den beigegebenen Abbildungen nur Variante S dargestellt worden.

Die *neu projektierte Durchgangsstrasse* von rund 1200 m Länge zweigt von Norden kommend bei der Fabrik Merker AG, von der Bruggerstrasse westlich ab und führt über das Gstühl zum jetzigen Bahntunnel. Die Strasse kreuzt kurz vor dem nördlichen Tunneleingang mittelst einer Ueberführung die neue Bahnlinie, was gegenüber der früher vorgesehenen Unterführung verkehrstechnisch bedeutend günstiger ist. Von der Südseite des rd. 80 m langen Strassentunnels folgt die Strasse dem frei werdenden heutigen Bahntrasse bis gegen die Kreuzung mit der einspurigen Bahnlinie Baden Oberstadt-Wettingen. Dort liegt eine Unterführung unter dieser Bahnlinie hindurch und dann folgt der Anschluss der Strasse an die bestehende Zürcherstrasse, ungefähr beim Restaurant Kreuzliberg.

Die *Verbindung Bruggerstrasse-Schlossbergplatz* ist wie beim «Schraubenprojekt» durch eine Strassenunterführung