

FORNITURE DI CALCESTRUZZO PRECONFEZIONATO



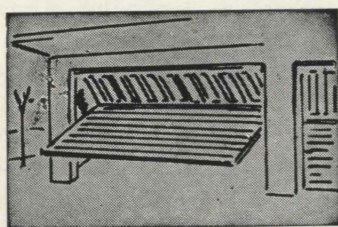
DIREZIONE E SEDE

TORINO □ Corso Galileo Ferraris, 109 - tel. 599.908 / 597.629

CENTRALI DI BETONAGGIO

TORINO □ Via Nallino (ang. C. Orbassano) tel. 393.996
 □ Via Sandro Botticelli - telefono 243.010
 □ Via Pietro Cossa - telefono 730.070
MONCALIERI □ Corso Trieste - telefono 667.786

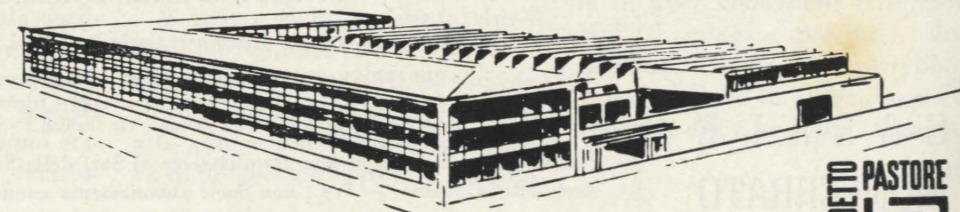
SERRANDE DI SICUREZZA



BENEDETTO PASTORE
 S.p.A. DI LUIGI E DOMENICO PASTORE
 Capitale Sociale L. 375.000.000

ESPORTAZIONE TUTTI I TIPI DI CHIUSURE DI SICUREZZA, AVVOLGIBILI "CORAZZATA" RIDUCIBILI, RIPIEGABILI, SCORREVOLI A BILICO PER ABITAZIONI, NEGOZI, GARAGES, STABILIMENTI

SERRANDE DI SICUREZZA



SEDE E STABIL.: TORINO - C. NOVARA, 112 - TEL. 233.933 (4 linee)



RASSEGNA TECNICA

La « Rassegna tecnica » vuole essere una libera tribuna di idee e, se del caso, saranno graditi chiarimenti in contraddittorio; pertanto le opinioni ed i giudizi espressi negli articoli e nelle rubriche fisse non impegnano in alcun modo la Società degli Ingegneri e degli Architetti in Torino

La produzione di energia elettrica di punta con impianti idroelettrici ad accumulo per pompaggio

GUIDO BONICELLI, Direttore delle Costruzioni dell'AEM, illustra la crescente importanza che gli impianti idroelettrici ad accumulo per pompaggio hanno assunto in questi ultimi anni per la produzione dell'energia di punta nelle grandi reti elettriche; espone le caratteristiche tecniche ed economiche di questi impianti; ne ricorda i primi sviluppi; descrive sommariamente le più interessanti recenti realizzazioni e quelle di grandissima potenza in via di prevista futura attuazione.

1) *Esigenze connesse con l'andamento del carico.*

La variabilità nel tempo della richiesta di energia elettrica da parte dell'utenza determina, come ben noto, un andamento del carico che presenta scarti di rilevante entità tra il minimo ed il massimo giornaliero, scarti di entità analoga tra i giorni di minimo e massimo prelievo nella settimana, ed anche disuniformità stagionali, seppure, queste ultime, di minor rilievo. La fig. 1 riporta, a titolo di esempio, una curva di carico settimanale tipica di una rete urbana italiana e l'analoga curva di una grande rete americana.

Pertanto una frazione dell'energia complessivamente richiesta viene prodotta con potenza costante: si tratta cioè di tutta l'energia che, nelle curve di carico giornaliero o settimanali, sta al di sotto della potenza minima richiesta (energia di base). La rimanente parte deve invece venire prodotta con rilevanti variazioni della potenza nel tempo (energia di punta). Queste variazioni, sebbene inquadrabili in linea di massima in un andamento ciclicamente ricorrente, possono tuttavia presentarsi, nel dettaglio, con rapidità ed entità del tutto imprevedibili.

Gli impianti di produzione cui oggi può farsi ricorso per l'esercizio delle grandi reti elettriche presentano una vasta gamma di caratteristiche tecniche ed economiche. Alcuni risultano più adatti a fornire l'energia di base. Sono questi:

le derivazioni idroelettriche ad acqua fluente, le centrali termoelettriche di grande potenza ed elevato rendimento, le centrali termoelettriche che utilizzano i combustibili disponibili in loco con continuità (gas naturali, lignite), le centrali nucleari.

Altri impianti sono convenientemente utilizzabili per coprire una fascia intermedia delle curve di carico con durate di utilizzazione annue della massima potenza al di sotto dei valori massimi (7000 ÷ 8000 ore) tipici dell'esercizio essenzialmente di base e al di sopra dei valori minimi (2000 ÷ 1000 ore ed anche meno) propri dell'esercizio nettamente di punta. Si prestano a questo scopo gli impianti idroelettrici con serbatoio giornaliero, settimanale ed anche stagionale, ma con rapporto potenza/produciibilità non molto elevato, e le centrali termoelettriche adatte, tecnicamente, ad un certo grado di fluttuazione del carico e comportanti limitati costi fissi anche se il loro rendimento non è molto brillante.

Il servizio vero e proprio di punta, per far fronte alla porzione più alta delle curve di carico, comporta una limitata utilizzazione annua della potenza installata, la capacità di sopportare ingenti e rapide variazioni del carico (eventualmente anche la completa fermata e pronta ripresa del servizio), ed ancora l'adattabilità alle esigenze di regolazione fine del carico stesso per sopperire alle frequenti,

rapide ed imprevedibili variazioni della richiesta di energia nella rete che corrispondono alle cosiddette frastagliature delle curve di carico. Il servizio di punta si estende, al limite, fino al servizio di riserva rotante o statica, intendendosi come riserva rotante quella costituita da macchinario in movimento, ma con erogazione nulla, pronto tuttavia a prendere rapidamente carico, e come riserva statica quella costituita da macchinario inattivo, ma pronto ad essere avviato con adeguata rapidità.

Gli impianti destinati a questo servizio debbono rispondere dunque ai due fondamentali requisiti: 1) consentire di produrre energia a costi relativamente limitati pur con basse durate annue di utilizzazione; 2) presentare la possibilità tecnica di seguire con prontezza variazioni rilevanti e rapide della potenza richiesta e permettere anche frequenti arresti e riavviamenti.

Sono particolarmente adatte al servizio di punta le derivazioni idroelettriche dotate di serbatoi di accumulo giornaliero, settimanale o stagionale e con elevato rapporto potenza/produciibilità, le centrali termoelettriche a vapore con limitato costo di costruzione anche a scapito del rendimento, gli impianti azionati da turbine a gas ed anche da motori Diesel. A fianco, od in luogo di questi, stanno acquistando sempre maggiore importanza gli impianti idroelettrici detti « ad accumulo di energia per pompaggio » (pumped storage).

2) Generalità e primi sviluppi degli impianti ad accumulo per pompaggio.

L'impianto ad accumulo per pompaggio è un impianto idroelettrico che non utilizza deflussi idrici naturali, ma che si limita a sollevare acqua da un serbatoio inferiore ad uno superiore, mediante pompe azionate con energia elettrica disponibile nelle ore di mi-

stemi idroelettrici a deflusso naturale con lo scopo di utilizzare acque fluenti di impianti non dotati di serbatoio che nelle ore notturne sarebbero state inutilizzate. Il valore praticamente nullo di tale energia idraulica disponibile e non turbinabile nelle ore di basso carico rendeva accettabili i limitati rendimenti. A quell'epoca infatti non si poteva contare su di un rendimento globale dell'intero

trica da deflussi naturali sono stati realizzati anche più recentemente e con caratteristiche di rilievo.

Un esempio particolarmente notevole è quello del sistema idroelettrico dell'ex Società Terni nell'Appennino centrale, in cui vennero inseriti impianti di pompaggio nel periodo fra le due guerre mondiali con successivi importanti potenziamenti. In questo caso, approfittando delle grandi possibilità di accumulo in serbatoio, il pompaggio ha lo scopo di aumentare il volume d'acqua invasata conferendo all'accumulo funzione non solo stagionale, ma anche pluriennale, e facilitando gli scambi interregionali di energia. Tali impianti svolsero una preziosa funzione quando negli impianti idroelettrici dell'arco alpino si rendeva disponibile, all'inizio della stagione estiva, una notevole quantità di energia idroelettrica di supero. Nonostante le lunghe distanze da superare, il trasferimento e l'accumulo con scambio stagionale risultavano convenienti, data l'impossibilità di utilizzare questi superi nelle regioni di produzione.

Esempi molto più recenti sono l'impianto di pompaggio del Lünnersee in Austria (nel Voralberg), che fa parte del sistema idroelettrico dell'III, affluente del Reno, e l'impianto di Ferrera in Svizzera, inserito nel sistema di utilizzazione idroelettrica dell'Alto Reno e della Valle di Lei.

Questi impianti, per le caratteristiche dei sistemi idroelettrici di cui fanno parte, svolgono funzione stagionale, ma possono anche essere chiamati a funzioni di più rapide alternanze di pompaggio e di produzione. In particolare, la centrale del Lünnersee è destinata alle due funzioni, stagionale e giornaliera.

Frattanto si veniva sviluppando il concetto di utilizzare, soprattutto in reti a produzione prevalentemente termoelettrica, l'impianto di puro pompaggio con ciclo essenzialmente giornaliero, e di costruire a questo scopo impianti completamente svincolati dalla disponibilità di deflussi naturali, ma utilizzando acqua praticamente in ciclo chiuso.

Questa idea cominciò a farsi strada in Germania negli anni im-

mediatamente successivi al 1920. Fu appunto nel decennio fra il 1920 ed il 1930 che si costruirono i primi impianti del genere con potenza rilevante come quello di Herdecke nella regione di Essen con circa 144 MW installati, quello di Niederwartha presso Dresda con 126 MW, quello di Waldeck nella regione di Kassel con 120 MW.

Il favore di cui godettero questi impianti in Germania sin da quell'epoca è dovuto anche al fatto che parte della produzione termoelettrica era realizzata con centrali destinate ad utilizzare carboni bituminosi o ligniti per cui era desiderabile un funzionamento con limitate variazioni di carico.

Altro notevole esempio in Germania fu il complesso dello Schluchsee, nella Foresta Nera in prossimità del confine svizzero, costituito dalle tre centrali di Häusern, Witznau, ultimate prima dell'ultima guerra, e Waldshut, del dopoguerra, con potenza complessivamente installata di circa 500 MW.

Frattanto si costruiva in Francia l'impianto di Lac Noir nell'Alto Reno, con circa 65 MW installati, che rimase tuttavia in quel Paese un esempio isolato.

Subito dopo l'ultima guerra si realizzò in Svizzera l'impianto di Etzelwerke ed alcuni importanti impianti in Austria (Rodund, Limberg) attuati, come più tardi il già citato Lünnersee, con partecipazione germanica e destinati anche al servizio interconnesso con le reti tedesche.

Negli Stati Uniti i primi impianti di pompaggio furono quello di Rock River nel Connecticut, entrato in servizio nel 1929, e quello di Lake Lamoka nello Stato di New York, di qualche anno dopo. Ma lo sviluppo di impianti di questo tipo fu per molti anni in America assai più limitato che non in Europa.

3) Recenti importanti sviluppi.

Fin verso il 1950 gli impianti di puro pompaggio destinati a ciclo giornaliero furono relativamente pochi e solo in Germania si ebbero esempi, come quelli citati, rilevanti per numero ed entità. Ma da quell'epoca, e soprattutto nell'ul-

timo decennio, ebbe crescente favore il criterio di inserire nei grandi sistemi elettrici, sempre più largamente interconnessi, impianti ad accumulo per pompaggio, anche di grandissima potenza, con l'essenziale funzione di trasferire energia dalle ore notturne e festive di basso carico a quelle diurne di punta. Questa funzione venne anche intensificata fino a compensare i minori avvallamenti delle cur-

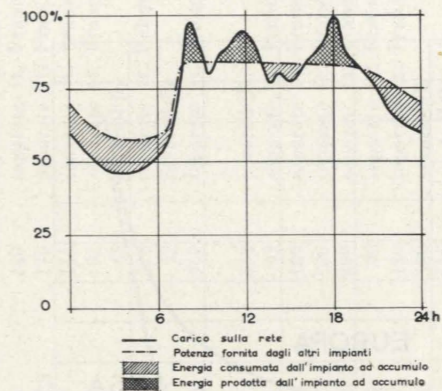


Fig. 2 - Andamento giornaliero del carico e funzione dell'impianto di pompaggio per la rete servita dalla centrale di Vianden.

ve di carico durante le ore diurne, mediante numerosi passaggi dalla produzione al pompaggio e viceversa durante le ventiquattro ore (fig. 2). Ed ancora vi si affiancò la funzione di nodo regolatore della frequenza per l'intera rete interconnessa.

In Germania si proseguì per la via già intrapresa con l'impianto di Reisack di 100 MW, quello di Happurg di 160 MW, oltre ad altri di minor potenza e soprattutto si pose mano alla realizzazione, in

accordo con il Lussemburgo, del grandioso impianto di Vianden ultimato nel 1962, che costituisce tuttora il più potente impianto di pompaggio in esercizio con nove unità di 100 MW ciascuna.

In Italia si costruì l'impianto di Guadalami in Sicilia con 62 MW e quello di Villa Gargnano sul lago di Garda con 130 MW, ultimato nel 1963.

La Gran Bretagna prese ad interessarsi al problema, anche in relazione al suo vasto e coraggioso programma di centrali nucleari, ed impostò il primo impianto di pompaggio di grande potenza, quello di Ffestiniog nel Galles, ultimato nel 1961, con 300 MW ripartiti su quattro unità.

Frattanto negli Stati Uniti si de-

stava grande interesse per gli impianti ad accumulo per pompaggio e venivano avviati studi per la realizzazione di una macchina idraulica reversibile, utilizzabile cioè tanto come pompa quanto come turbina. Dopo l'impianto di Flat Iron, in esercizio dal 1954, che fu il primo con la macchina reversibile, e quello successivo di Hiwassee (ultimato nel 1956), si avviò la grandiosa realizzazione dell'impianto denominato Robert Moses che comprende, oltre ad una centrale di produzione di grandissima potenza utilizzando le acque del Niagara, una centrale di pompaggio (detta anche di Tuscarora) sovrapposta altimetricamente alla prima, la quale solleva le acque del Niagara dalla quota di derivazione ad un serbatoio superiore artificiale per produrre energia di punta mediante dodici gruppi con macchina idraulica reversibile aventi potenza complessiva di 252 MW. Questo impianto è in esercizio dal 1961. Fece seguito l'impianto di Smith Mountains con 128 MW su due unità con macchina idraulica reversibile e quello di Taum Sauk nel Missouri con due gruppi pure con macchina reversibile dell'eccezionale potenza di 250 MW ciascuna, potenza che, al momento dell'ultimazione (1963), era la massima raggiunta nel mondo anche con macchine idrauliche destinate alla funzione singola di pompa o di turbina.

A sua volta la Gran Bretagna, dopo i favorevoli risultati di Ffestiniog, avviò la costruzione di un altro impianto di grande interesse: quello di Cruachan, di recentissima ultimazione (1965). Per questo impianto, che ha quattro macchine di 100 MW ciascuna, dopo attenti e profondi studi comparativi, sono state adottate pompe-turbine reversibili che, per la prima volta, l'industria europea ha realizzato con potenza così rilevante.

Al momento attuale, l'impianto di accumulo per pompaggio gode di grandissimo favore ovunque per le funzioni cui si è accennato e sono in progetto, od in corso di realizzazione, centrali di eccezionale potenza alle quali si prevede di affidare una parte rilevante del servizio di punta di grandi reti interconnesse. Ricordiamo fra que-

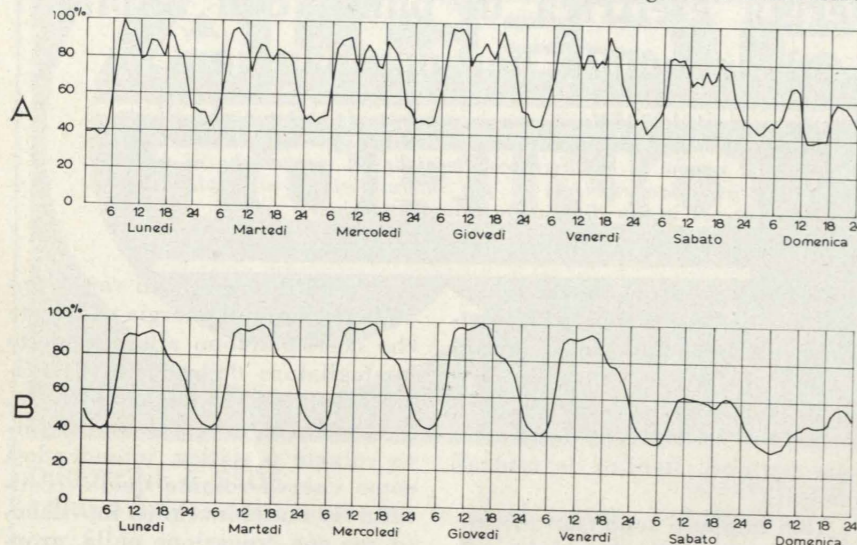


Fig. 1 - Curve di carico settimanali tipiche di una rete urbana italiana (curva A) e di una grande rete americana (curva B).

nor richiesta, e ad utilizzare nelle ore di punta l'energia così accumulata per mezzo di turbine. In sostanza, l'impianto ad accumulo per pompaggio consente di trasferire alle ore di massima richiesta quantitativi di energia disponibili nelle ore « vuote », quando è possibile produrre in altre centrali energia a basso costo.

La funzione suddetta può venire svolta da questi impianti in modo esclusivo, e si tratta allora di impianti « di puro pompaggio », ovvero può trovarsi connessa in vario modo alla produzione di energia per utilizzazione di deflussi naturali. A questa seconda specie appartengono gli impianti di pompaggio di più antica data.

Infatti il concetto di pompare acqua in un serbatoio per accumulare energia e poterne disporre quando più opportuno risale ai primordi dell'esercizio elettrico. Qualche impianto di pompaggio era già in esercizio in Europa negli ultimi anni del secolo scorso ed all'inizio del novecento. Ma si trattava di impianti inseriti in si-

ciclo pompaggio-accumulo-produzione superiore al 50%. Questi primi impianti ebbero tuttavia potenze limitate e carattere sporadico, legato a particolari situazioni idrologiche, orografiche e di esercizio.

Altri impianti di pompaggio ebbero lo scopo prevalente di aumentare l'utilizzazione di serbatoi di invaso stagionale, traendo partito da energia di supero ottenibile da acque fluenti nei periodi in cui il serbatoio non era a completo riempimento, ovvero anche lo scopo di consentire l'accumulo in serbatoi, costruiti ad una data quota, di acque fluenti da bacini imbriferi situati, in tutto od in parte, a quote inferiori, oppure ancora di trasferire i deflussi naturali da un bacino ad un altro in modo da poterli utilizzare su di una caduta maggiore di quella ricavabile nel bacino originario. Questi impianti svolgevano una funzione basata su di un ciclo relativamente esteso nel tempo, per lo più a carattere stagionale.

Impianti di pompaggio inseriti in sistemi di produzione idroelet-

ste l'impianto inglese di Sloy in Scozia, previsto con potenza installata complessiva di 1200 MW su quattro unità di 300 MW ciascuna con macchina idraulica reversibile, e quello americano di Cornwall, nello Stato di New York, con sollevamento delle acque dello Hudson, progettato con otto unità di 260 MW dotate di pompa-turbina reversibile, quindi con potenza complessiva di 2080

valentemente di base, le quali rendono disponibili quantitativi di energia nelle ore di minor carico a costi assai limitati, dato il basso consumo di combustibile;

b) alla realizzazione dei primi impianti nucleari ed alla prospettiva di sempre maggior ricorso a questa forma di produzione di energia: gli impianti nucleari offrono, in modo ancor più marcato,

e) alle caratteristiche tecniche ed economiche dell'impianto ad accumulo per pompaggio che lo rendono particolarmente attraente fra le varie possibili soluzioni per la produzione dell'energia di punta e per la regolazione delle grandi reti elettriche.

Per quanto in particolare concerne il punto e), si rileva che l'impianto di pompaggio associa gli indiscutibili pregi dell'impianto idroelettrico, pregi che lo rendono estremamente adeguato al servizio di punta e di regolazione, con taluni dei pregi propri dell'impianto termoelettrico.

Quale impianto idroelettrico, esso fruisce della semplicità, robustezza ed elasticità di esercizio che caratterizzano in genere le centrali idriche ed in particolare il loro macchinario; sopporta variazioni di carico anche di grandissima entità con estrema prontezza giungendo fino alla possibilità, come sarà accennato più avanti, di passare dalla fase di pompaggio a pieno carico alla fase di produzione a pieno carico nel giro di pochissimi minuti (in qualche caso 1 ÷ 2 minuti); presenta elevati rendimenti su di un'estesa gamma di carichi; ha costo di manutenzione limitato; il suo funzionamento può venire con relativa facilità automatizzato; la disponibilità dell'impianto è sensibilmente più elevata di quella di un impianto termico, sia per le minori probabilità del verificarsi di guasti, sia per la minore estensione di tempo occorrente per le periodiche manutenzioni e revisioni; la vita media dell'impianto è più lunga di quella di un impianto termoelettrico e, di conseguenza, si può contare su più estesi periodi di ammortamento.

Per contro, analogamente all'impianto termoelettrico, l'impianto di pompaggio, essendo completamente svincolato dall'utilizzazione di deflussi naturali, può venire ubicato con relativa facilità in posizioni prossime ai centri di consumo, nonché agli impianti termoelettrici o nucleari che forniscono energia per l'azionamento delle pompe. Inoltre, il progresso conseguito dal macchinario idraulico consente concentrazioni di potenza analoghe a quelle delle grandi centrali termoelettriche.

disponibilità di energia nelle ore di basso carico con limitati costi di produzione. Infatti, come noto, l'impianto nucleare presenta costi fissi assai più elevati degli impianti termici tradizionali, ma costi per consumo di combustibile sensibilmente minori;

c) al miglioramento della tecnica di progettazione e di costruzione del macchinario idraulico di grande potenza, sia per quanto si riferisce alle turbine, sia per le pompe, sia ancora per la macchina reversibile pompa-turbina di recente sviluppo. Da questo miglioramento risulta la possibilità di rendimenti molto migliori che non in passato e la possibilità di concentrare grande potenza in un solo impianto;

d) alla sempre più estesa interconnessione delle reti per cui il coordinamento tra le diverse fonti di produzione dell'energia elettrica assume importanza sempre più rilevante e può dar luogo, per la vastità delle reti stesse, all'adozione delle soluzioni di maggior convenienza economica;

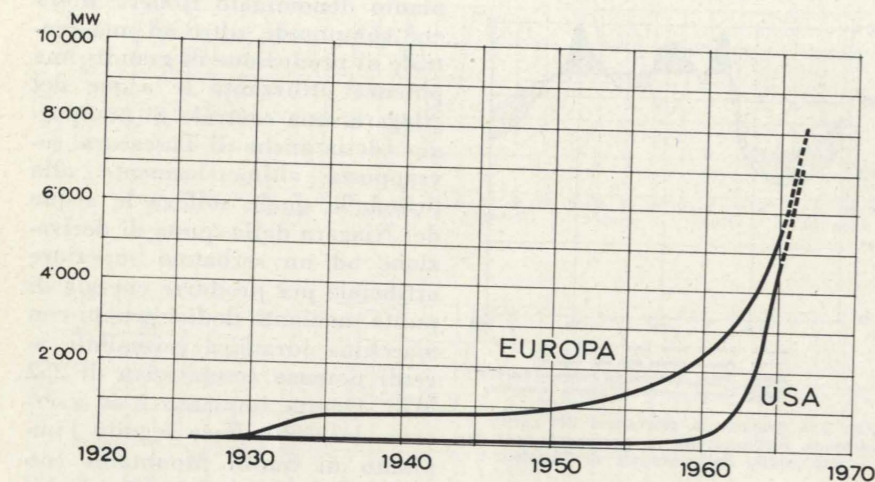


Fig. 3 - Potenza complessivamente installata in impianti ad accumulo per pompaggio in Europa e negli Stati Uniti.

MW. L'Italia sta per avviare la costruzione dell'impianto del Lago Delio che utilizza le acque del Lago Maggiore e che avrà in primo tempo quattro unità di 115 MW.

La tabella I riporta le caratteristiche essenziali dei più significativi impianti ad accumulo per pompaggio in esercizio nel mondo, in costruzione ed in progetto.

La fig. 3 indica sommariamente il progressivo sviluppo di queste applicazioni in Europa e negli Stati Uniti.

4) Motivi dell'attuale e futuro rilevante sviluppo.

Il rapido e recente estendersi del criterio di affidare ad impianti di pompaggio una parte rilevante nella produzione dell'energia di punta è dovuto a vari fattori concomitanti:

a) all'orientamento sempre più accentuato verso le centrali termoelettriche a vapore con macchinario di grandissima potenza e con rendimenti estremamente elevati, adatte a funzionamento pre-

TABELLA I - Caratteristiche dei più significativi impianti ad accumulo per pompaggio in esercizio ed in costruzione

Denominazione	Ubicazione	Anno di ultimazione	Caduta m	Numero unità	Potenza		Macchinario		
					unitaria MW	complessiva MW	turbine-pompe	velocità giri/min.	asse
HERDECKE	Germania Occ. (Westfalia)	1930	156	4	36	144	separate (t. Francis)	300	orizzontale
WALDECK	Germania Occ. (Assia)	1931	300	4	30	120	separate (t. Francis)	500	orizzontale
HAUSERN	Germania Occ. (Württemberg)	1931	190	4	27,5	110	separate (t. Francis)	333	verticale
LAC NOIR	Francia (Alsazia)	1933	120	4	3 × 18 + 1 × 11	65	separate (t. Francis)	272	verticale
WITZNAU	Germania Occ. (Württemberg)	1943	230	4	55	220	separate (t. Francis)	333	verticale
PROVVIDENZA	Italia (Abruzzo)	1950	260	2	50	100	separate (t. Francis)	450	orizzontale
COTILIA	Italia (Lazio)	1961	260	1	60	60	reversibile	375	verticale
WALDSHUT	Germania Occ. (Württemberg)	1950	145	2	30	60	separate (t. Francis)	337	orizzontale
RODUND	Austria (Vorarlberg)	1952	158	4	35	140	separate (t. Francis)	250	orizzontale
LIMBERG	Austria	1955	330	4	42,5	170	separate (t. Francis)	500	orizzontale
REISACH	Germania Occ. (Franconia)	1955	380	2	57	114	separate (t. Francis)	500	orizzontale
HIWASSE	U.S.A. (North Carolina)	1956	180	3	34	102	separate (t. Francis)	333	orizzontale
LUNERSEE	U.S.A. (Voralberg)	1958	61	1	65	65	reversibile	105,9	verticale
OMO RIGAWA	Austria (Vorarlberg)	1958	980	6	46	276	separate (t. Pelton)	750	orizzontale
HAPPURG	Giappone	1958	118	1	12	12	reversibile	400	verticale
ROBERT MOSES (TUSCARORA)	Germania Occ. (Franconia)	1958	210	4	40	160	separate (t. Francis)	375	orizzontale
GUADALAMI	U.S.A. (New York)	1960	23	12	21	252	reversibili	112,5	verticale
FERRERA	Italia (Sicilia)	1961	180	2	31	62	separate (t. Francis)	428	orizzontale
FFESTINI	Svizzera (Grigioni)	1961	474	3	63	189	separate (t. Francis)	730	orizzontale
VIANDEN	Gran Bretagna (Gales)	1961	305	4	75	300	separate (t. Francis)	428	verticale
ALTO RABAGAO	Lussemburgo	1962-64	290	9	100	900	separate (t. Francis)	428	orizzontale
VILLA GARGNANO	Portogallo (Oporto)	1962	180	2	45	90	separate (t. Francis)	428	orizzontale
TAUM SAUK	Italia (Lago di Garda)	1963	410	2	65	130	separate (t. Francis)	600	verticale
SMITH MOUNTAINS	U.S.A. (Missouri)	1963	260	2	250	500	reversibili	200	verticale
ERZHAUSEN	U.S.A. (Virginia)	1963	60	2	64	128	reversibili	500; 600	verticale
VALDECANAS	Gran Bretagna (Scozia)	1964	365	4	100	400	reversibili	428	verticale
SAN LUIS	Germania Occ. (Brunswick)	1964	288	4	50	200	separate (t. Francis)	600	orizzontale
ROBIEI	Spagna (Castiglia)	1965	73	3	75	225	reversibili	150	verticale
YARDS CREEK	U.S.A. (California)	1965	90	8	51	408	reversibili	1000	verticale
CARBON CREEK	Svizzera (Canton Ticino)	1965	395	5	4 × 40 + 1 × 10	170	reversibili	360	verticale
SACKINGEN	U.S.A. (New Jersey)	1965	220	3	115	345	reversibili	600	verticale
MUDDY RUN	U.S.A. (Pennsylvania)	1966	350	2	140	280	reversibili	360	orizzontale
OROVILLE	Germania Occ. (Württemberg)	in costr.	425	4	80	320	separate (t. Francis)	600	verticale
STRITTMART	U.S.A. (Pennsylvania)	in costr.	120	4	36	144	reversibili	257	orizzontale
WEHR	U.S.A. (California)	in costr.	180	8	87	696	separate (t. Francis)	257	orizzontale
CORNWALL	Germania Occ.	in costr.	220	4	260	2080	reversibili	257	verticale
SLOY	U.S.A. (New York)	in costr.	600	8	300	2400	reversibili	257	verticale
LAGO DELIO	Gran Bretagna (Scozia)	in costr.	354	8	260	2080	reversibili	257	verticale
	Italia (Lombardia)	in costr.	277	4	300	1200	reversibili	257	verticale
			733	4	460	1840	separate (t. Pelton)	257	verticale

5) Caratteristiche tecniche generali.

L'impianto di puro pompaggio a ciclo giornaliero necessita di una disponibilità di deflussi idraulici naturali pari soltanto alle prevedibili perdite per evaporazione nei serbatoi ed infiltrazioni nel terreno. La sua ubicazione viene quindi scelta con una certa libertà a-

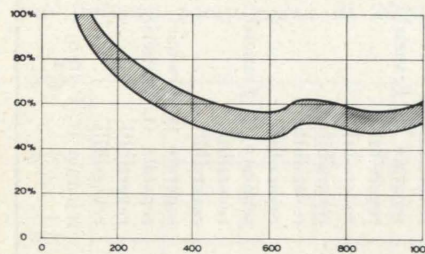


Fig. 4 - Andamento del costo di costruzione degli impianti germanici ad accumulo per pompaggio in funzione della caduta per potenze installate tra 100 e 300 MW.

vendo cura che essa risponda ai seguenti requisiti:

— sia quanto più possibile vicina alle zone di consumo ed alle centrali che forniscono l'energia per l'azionamento delle pompe;

— un lago naturale od un corso d'acqua, anche di limitata portata, consenta la formazione del serbatoio inferiore;

— una zona a quota più elevata, in prossimità del serbatoio inferiore, si presti alla costruzione del serbatoio superiore, la cui capacità è relativamente modesta dovendo corrispondere ad una durata di utilizzazione della massima potenza installata dell'ordine di una decina di ore;

— il dislivello fra i due serbatoi risulti quanto più elevato possibile, giacché il costo dell'impianto risulta in genere, ed entro certi limiti, tanto minore quanto maggiore è la caduta utilizzata. Infatti, per una data potenza da installare, quanto più grande è la caduta, tanto minore è la portata in gioco e quindi le dimensioni dei serbatoi inferiore e superiore, il diametro della condotta, le dimensioni del macchinario idraulico. Altri fattori intervengono in senso opposto, come la lunghezza del canale di derivazione e della condotta forzata, ma in genere in mi-

sura tale da lasciare ampio margine di beneficio;

— il dislivello sia ottenibile con il minimo sviluppo planimetrico dell'impianto;

— le caratteristiche geologiche dei terreni si presentino favorevolmente, ma, per quanto concerne la tenuta dei serbatoi — in particolare quello superiore — dato il limitato volume di invaso occorrente, non è infrequente l'esecuzione di lavori di impermeabilizzazione del terreno su cui insiste l'invaso.

Località che presentino questi requisiti possono trovarsi anche in regioni vicine ai grandi agglomerati urbani ed alle aree di importante sviluppo industriale.

I dislivelli minimi utilizzati sono dell'ordine di qualche decina di metri come, ad esempio, quello di 23 m dell'impianto Robert Moses negli Stati Uniti, quello di 61 m dell'impianto Hiwassee pure americano, e quello di 73 m del recente impianto Valdecanas in Spagna. Ma la maggior parte degli impianti più recenti di grande potenza utilizza cadute comprese fra circa 200 e circa 400 m: ad esempio, 210 m per Happurg, 305 m per Ffestiniog, 290 m per Vianden, 410 m per Villa Gargnano, 260 m per Taum Sauk, 365 m per Cruachan. Anche i due maggiori impianti in progetto stanno entro questi limiti: Sloy con 277 m e Cornwall con 354 m. Cadute maggiori, anche fino al migliaio di metri, si hanno in impianti di montagna con funzione di accumulo anche stagionale: per esempio, Lünnersee con 980 m.

A titolo indicativo la fig. 4 mostra, secondo notizie di Pfisterer [3] desunte dal complesso degli impianti in esercizio in Germania, come varia mediamente il costo di costruzione dell'impianto in funzione del dislivello utilizzato.

Per esigenze di funzionamento occorre in genere che le pompe, e quindi buona parte della centrale, siano situate a quota sensibilmente più bassa di quella di minimo invaso del serbatoio inferiore. Ne nascono spesso problemi costruttivi connessi con la natura dei terreni e con l'eventualità di spinte

idrostatiche sulle fondazioni. Per questa ragione, come pure per ridurre al minimo la lunghezza delle condotte forzate, si adotta frequentemente la soluzione con centrale in caverna e condotte in galleria come, ad esempio, per gli impianti di Vianden e di Cruachan.

Un tipico schema planimetrico è quello dell'impianto di Vianden riportato nella fig. 5. Altro signifi-

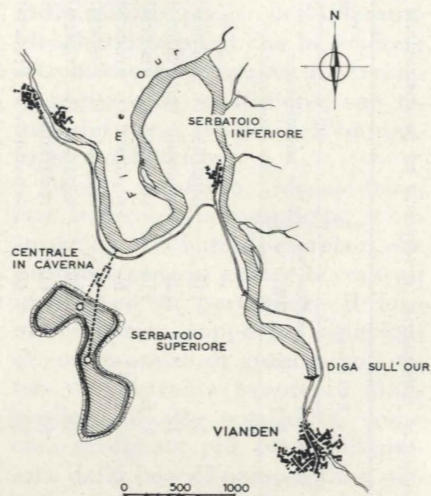


Fig. 5 - Planimetria generale dell'impianto di Vianden.

ficativo esempio è quello dell'impianto di Cruachan di cui la fig. 6 riporta schematicamente planimetria generale e profilo.

6) Macchinario di centrale.

Le centrali di meno recente costruzione con pompaggio affiancato all'utilizzazione dei deflussi naturali e con ciclo prevalentemente stagionale ebbero per lo più gruppi separati motore-pompa e turbina-alternatore. Ma la maggior parte degli impianti realizzati successivamente e destinati a ciclo giornaliero venne equipaggiata con gruppi a tre macchine (pompa, macchina elettrica con funzione di motore e di generatore, turbina). Più recente ancora, e con notevole sviluppo soprattutto negli Stati Uniti, è l'adozione di gruppi a due macchine, cioè con macchina elettrica ed idraulica entrambe reversibili, con inversione del senso di rotazione.

I gruppi a tre macchine vengono in genere realizzati ad asse orizzontale con il vantaggio di una migliore accessibilità di tutto il mac-

chinario per il montaggio, manutenzione e riparazioni. La turbina è, nella maggior parte dei casi, del tipo Francis. Questa turbina infatti si presta meglio della Pelton per l'accoppiamento coassiale con la pompa anche per le sue possibilità di funzionare in contropressione. Questa circostanza ha stimolato lo studio di Francis adatte per cadute sempre maggiori giungendosi sino ai 600 ÷ 650 m.

Si hanno anche esempi notevoli, specialmente fra gli impianti più recenti, di gruppi a tre macchine ad asse verticale. Questa disposizione viene in particolare adottata nei casi in cui si deve ricorrere alla turbina Pelton o quando è comunque necessario che la pompa sia situata ad un livello più basso della turbina. In qualche caso la Pelton è stata adottata anche con gruppi ad asse orizzontale e viene alimentata con una pompa supplementare (pompa nutrice) azionata da motore elettrico o da una piccola Pelton.

Nei gruppi a tre macchine la turbina è di norma rigidamente collegata con la macchina elettrica e deve venire vuotata dell'acqua contenutavi quando il gruppo funziona in pompaggio. Non si ritiene in genere che il maggior costo dovuto ad un giunto disinne- stabile compensi il vantaggio di eliminare anche le perdite per ventilazione nella turbina azionata a vuoto. Invece la pompa deve venire connessa alla macchina elettrica con possibilità di disinnesto. Il giunto può essere semplicemente a bulloni quando si tratta di impianto destinato a cicli di estensione stagionale, per cui la perdita anche di qualche ora nel passaggio dal funzionamento in pompaggio a quello in produzione non ha grande peso.

Ma i gruppi destinati a svolgere cicli giornalieri devono necessariamente essere dotati di giunti con rapido innesto: il loro azionamento viene oggi di norma completamente automatizzato; inoltre si prevede un freno, sia meccanico, sia mediante piccola turbina, per diminuire il tempo di arresto del gruppo. In queste circostanze il tempo occorrente per il passaggio da un funzionamento all'altro si riduce a pochi minuti.

Nei gruppi per i quali si prevede di invertire il funzionamento più volte nella giornata, si sono adottati anche giunti manovrabili con gruppo in movimento. Questa pratica è seguita soprattutto in Germania. Occorre, in tal caso, portare la pompa alla velocità di regime, ad esempio con apposita piccola turbina o con motore elettrico, in modo da consentire l'ac-

cessivamente costruiti nel Nord America adotta le macchine reversibili.

Pompe-turbina reversibili a singolo stadio sono state costruite per cadute comprese tra pochi metri e 300 m circa. Si ritiene oggi che una caduta dell'ordine di 350 ÷ 400 m sia il limite superiore per l'unità reversibile a singolo stadio. Per cadute superiori si dovrebbe

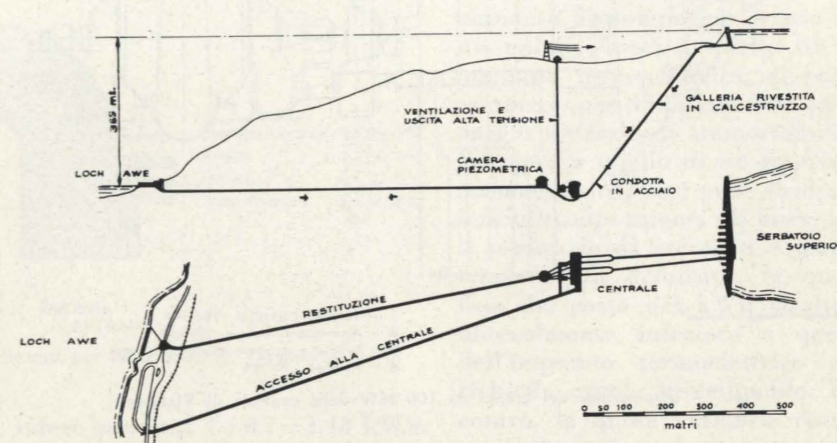


Fig. 6 - Profilo e planimetria dell'impianto di Cruachan.

coppiamento alla macchina elettrica in moto. I tempi per l'inversione di funzionamento possono così ridursi anche ad un ordine di 1 ÷ 2 minuti.

La pompa impone in genere sollecitazioni sulla macchina elettrica maggiori di quelle determinate, a parità di potenza, dalla turbina. Può quindi riuscire opportuno che la pompa abbia potenza inferiore a quella della turbina. D'altra parte, le esigenze di esercizio sono per lo più tali per cui il numero di ore a disposizione per il pompaggio è superiore al numero di ore in cui si vuole concentrare la produzione, per cui la minor potenza della pompa non costituisce un inconveniente.

Una tipica disposizione di gruppi a tre macchine è quella dell'impianto di Vianden, come da fig. 7.

Le macchine idrauliche reversibili furono studiate e sviluppate negli Stati Uniti. Le prime ricerche e sviluppi ebbero luogo negli anni immediatamente precedenti l'ultima guerra, ma le prime importanti applicazioni cominciano nel 1954 quando fu messo in esercizio l'impianto di Flat Iron. La massima parte degli impianti suc-

far ricorso a macchine a stadi multipli le quali presentano tuttavia maggiori difficoltà.

Nelle macchine reversibili accade che il miglior rendimento nel funzionamento come turbina si ha per velocità più basse di quelle del miglior rendimento come pompa. Per ovviare a questo inconveniente si è fatto talvolta ricorso a macchine elettriche funzionanti a due diverse velocità, una per l'esercizio come motore, l'altra per l'esercizio come generatore. In questo caso, tuttavia, il maggior costo della macchina elettrica fa perdere parte almeno del beneficio economico conseguente all'adozione della macchina idraulica reversibile. La soluzione della macchina elettrica a due velocità è stata recentemente riproposta in Svizzera [10].

Si deve però ritenere, in definitiva, che con la macchina idraulica reversibile è difficile ottenere rendimenti globali così elevati come con i gruppi a tre macchine. Inoltre, la macchina idraulica reversibile deve essere completamente arrestata per il passaggio dall'uno all'altro tipo di funzionamento e, pertanto, non è possibile realizzare i brevissimi tempi di in-

versione ottenibili con i gruppi a tre macchine dotati di giunto inseribile in velocità. Con vari accorgimenti si riesce tuttavia a contenere, anche per le macchine reversibili, l'intervallo di tempo en-

zate, questo intervallo può risultare al massimo di due o tre minuti.

Oltre a questo vantaggio, la macchina presenta anche altre favorevoli caratteristiche: avendo le

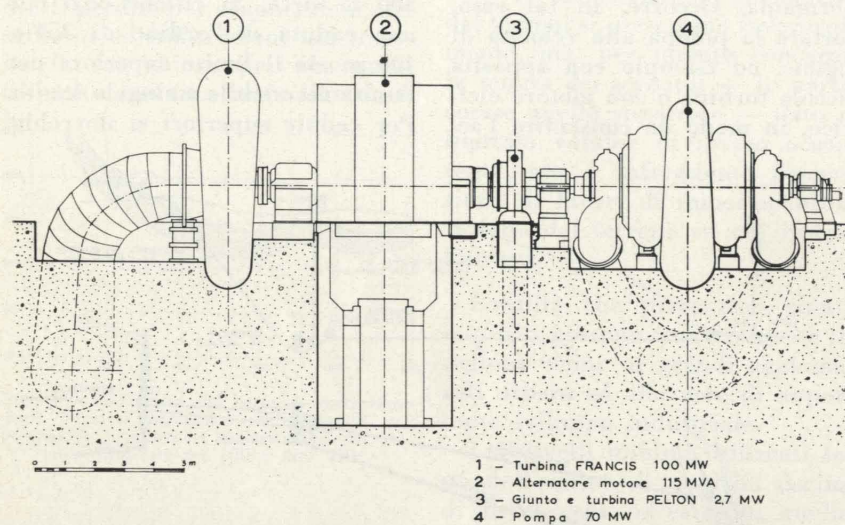


Fig. 7 - Disposizione dei gruppi da 100 MW della centrale di Vianden.

tro un limite di pochi minuti fino ad un massimo di una decina di minuti.

Un tipico esempio di centrale dotata di unità con macchina idraulica reversibile è quello di Cruachan di cui la fig. 8 riporta la sezione trasversale.

Recentemente, una Casa costruttrice svizzera ha studiato e messo a punto un nuovo tipo di macchine idrauliche reversibili che, se i primi esperimenti avranno successo, potrà apportare un notevole miglioramento.

Questa macchina è costituita da due giranti, una per il funzionamento come pompa, l'altra per il funzionamento come turbina, indipendenti, affiancate, montate sullo stesso albero e contenute in un involucro esterno comune. Le giranti sono sistemate in modo che il senso di rotazione sia uguale tanto nel funzionamento come pompa quanto nel funzionamento come turbina. Ne consegue che il tempo occorrente per il passaggio da un funzionamento all'altro si riduce, per quanto concerne la macchina in sé, a poche decine di secondi, ed anche tenuto conto delle esigenze relative al contenimento entro determinati limiti delle sovrappressioni nelle condotte for-

due giranti completamente indipendenti, esse possono essere progettate in modo adeguato alle esigenze di ciascuna, per cui non è più necessario il compromesso tra i rendimenti della turbina ed i rendimenti della pompa che si ha per la macchina reversibile classica. È inoltre possibile una regolazione del carico nel funzionamento come turbina come con una qualsiasi turbina normale.

Dopo la costruzione di una macchina sperimentale, è stata messa in costruzione una macchina di questo tipo di 10.000 kW funzionante a 1500 giri per l'impianto di Robiei in Svizzera [6].

Debbono ancora venire ricordati i gruppi con macchina idraulica reversibile ad elica chiamati «gruppi a bulbo», utilizzati ad esempio nell'impianto francese a marea della Rance, il quale è anch'esso parzialmente un impianto di accumulo per pompaggio. Infatti, l'accumulo naturale realizzato utilizzando la variazione del livello del mare dovuta alla marea viene integrato con l'intervento dei gruppi generatori funzionanti come gruppi moto-pompa ed azionati con energia elettrica disponibile sulla rete in ore di basso carico.

Gruppi di questo tipo sono anche adottati in Germania per un sistema di centrali ad acqua fluente di recente attuazione sulla Mosella ed affiancate alle chiuse di navigazione. In queste centrali all'utilizzazione delle portate naturali della Mosella stessa si associa il pompaggio in ore notturne fra il livello inferiore e quello superiore.

7) Rendimenti.

Il ciclo di trasformazione di energia elettrica, disponibile ad esempio in impianti termici, in energia idraulica accumulata nel serbatoio superiore e poi nuovamente in energia elettrica prodotta nella centrale dell'impianto ad accumulo e ritrasportata nella zona di consumo, si compie ovviamente a prezzo di successive perdite di energia nelle varie fasi.

I progressi sono stati, a questo riguardo, assai rilevanti. L'oculata scelta dell'ubicazione dei recenti impianti ad accumulo, i miglioramenti costruttivi nel macchinario, il conseguimento di grandi potenze unitarie, consentono di poter oggi contare, per gli impianti di maggior potenza, su rendimenti globali, esclusa la trasmissione dell'energia in arrivo ed in partenza, dell'ordine del 75% ed anche più. Ad esempio, per la centrale

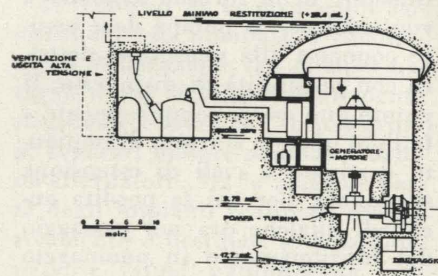


Fig. 8 - Sezione della centrale di Cruachan.

di Ffestiniog, si cita un rendimento globale, rilevato nel primo periodo di funzionamento, del 77%; per la centrale di Vianden un rendimento globale di esercizio medio del 76,4%; per la centrale di Cruachan, da poco ultimata, il rendimento globale di progetto è superiore al 75%.

Quando si tenga poi conto delle trasmissioni di energia dagli im-

pianti termici alla centrale di pompaggio e da questa alle zone di consumo, considerata la possibilità di ubicare l'impianto ad accumulo a distanze non grandi dai centri di consumo medesimi, si vede come si può facilmente giungere a rendimenti complessivi dell'ordine del 70-72% ed anche più.

La fig. 9 si riferisce ai rendimenti dell'impianto di Vianden.

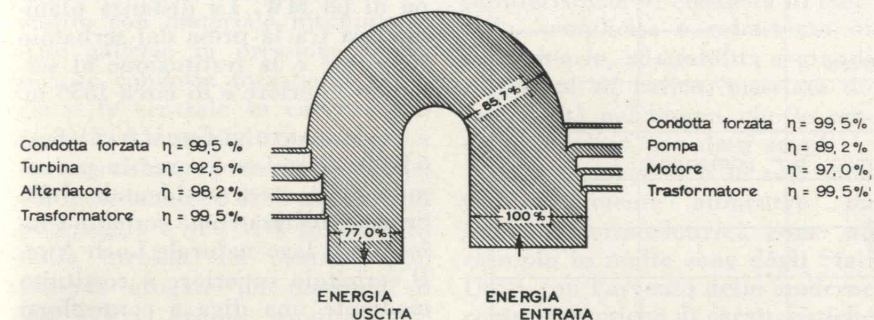


Fig. 9 - Schema indicativo dei rendimenti per la centrale di Vianden.

8) Considerazioni economiche.

L'impianto di puro accumulo per pompaggio è in sostanza un impianto idroelettrico a serbatoio avente costi di costruzione sensibilmente più bassi di quelli di un analogo impianto costruito per utilizzare i deflussi naturali di un determinato bacino imbrifero, ma con una spesa supplementare, proporzionale all'energia prodotta, dovuta all'energia utilizzata per il pompaggio.

In altri termini, l'impianto ad accumulo per pompaggio risulta assai simile, sotto l'aspetto economico, all'impianto termoelettrico, in quanto il costo dell'energia prodotta è costituito da due parti: a) costi fissi per oneri finanziari (interesse ed ammortamento), personale, parte delle spese per manutenzione, imposte, spese generali; b) costi variabili, cioè essenzialmente quello del combustibile impiegato nella centrale termoelettrica che fornisce l'energia per il pompaggio, oltre ad una quota delle spese di manutenzione, del resto di piccola entità in rapporto al costo del combustibile. Ciò sempre nell'ipotesi che l'energia termoelettrica utilizzata sia energia producibile in ore di basso carico nelle quali parte della potenza degli impianti termici rimarrebbe inutilizzata, per cui sia legittimo attribuire a questa energia i soli costi

variabili dovuti essenzialmente al combustibile. Per valutare il costo variabile si deve tener conto del rendimento globale dell'intero ciclo trasmissione-pompaggio-produzione-trasmissione; per cui si verifica che, per ciascun kWh reso disponibile dall'impianto di pompaggio, nel caso in cui ad esempio il rendimento globale dell'intero ciclo sia pari a 0,7, occorre che l'impianto termico alimen-

tatore produca $1 : 0,7 = 1,43$ kWh.

Quanto al costo di costruzione, le favorevoli caratteristiche di cui si è detto, i perfezionamenti introdotti negli ultimi anni nella tecnica di progettazione, nella costruzione delle macchine, e soprattutto le grandi concentrazioni di potenza, permettono di contenerlo entro limiti assai ridotti, sempre che si possa reperire una località dotata dei requisiti sommariamente indicati al paragrafo 5.

Per gli impianti tedeschi di piccola e media potenza si citano costi dell'ordine di 90.000-120.000 lire per kW ed anche più elevati, se la potenza è limitata. Ma per l'impianto di Ffestiniog il costo consuntivo equivale a circa 80.000 lire/kW installato, per quello più recente di Cruachan il costo è risultato dell'ordine di 60.000 lire per kW installato, e per quello progettato di Sloy, con ben 1200 MW installati, il costo previsto è dell'ordine di sole 45.000 lire/kW installato. L'impianto di Vianden è stato realizzato con un costo equivalente a circa 65.000 lire/kW installato. Per gli impianti americani si citano costi compresi tra 70.000 e 100.000 lire/kW installato, e per l'impianto in progetto di grandissima potenza di Cornwall il costo di costruzione dovrebbe, secondo le previsioni pubblicate,

scendere ad un ordine di 55.000 lire/kW installato.

Si ottengono dunque negli impianti di puro accumulo per pompaggio con grandissima potenza installata costi di costruzione dello stesso ordine, ed anche inferiori, a quelli delle moderne centrali termoelettriche con analoghe concentrazioni di potenza.

Passando ai costi di esercizio, si può osservare che nell'ipotesi di impianto di pompaggio avente costo unitario pari a quello di un impianto termoelettrico, si potrà assumere per l'impianto di pompaggio un tasso di ammortamento inferiore a quello di un impianto termoelettrico; così pure risultano sensibilmente minori gli oneri per il personale di esercizio e manutenzione. In definitiva, la quota fissa del costo del kWh risulterà notevolmente inferiore a quella dell'impianto termoelettrico che richieda eguale investimento. Per contro, la quota variabile risulta sensibilmente maggiore, perché pari a quella relativa ad un impianto termoelettrico accresciuta in proporzione inversa al rendimento globale.

In definitiva, sempre nell'ipotesi di cui sopra, il costo di produzione risulterà più favorevole per l'impianto di pompaggio nella zona delle basse utilizzazioni e più favorevole per l'impianto termico nella zona delle alte utilizzazioni.

Se a queste considerazioni si aggiungono quelle relative ai peculiari vantaggi dell'impianto di pompaggio in confronto a quello termoelettrico cui si è già accennato e di cui risulta meno facile tener conto in termini economici, appare evidente quanto vantaggio abbiano reti prevalentemente termoelettriche ad alleggerire le centrali termiche dalle funzioni di produzione di punta e di regolazione addossandole invece agli impianti di pompaggio. Si ha inoltre il beneficio complementare di una marcia delle centrali termiche più economica per la possibilità di funzionare sempre ai rendimenti massimi e tecnicamente più soddisfacente perché sottopone il macchinario a minori sollecitazioni per variazioni di carico.

Va pure notato che l'impianto ad accumulo per pompaggio, una volta costruito, beneficerà in fu-

turo dei minori costi di produzione dell'energia termica dovuti ai miglioramenti nei rendimenti di nuove centrali termiche di più moderne caratteristiche che in avvenire venissero ad inserirsi nel si-

b) i costi di produzione di un impianto di accumulo per pompaggio nell'ipotesi di: costo di costruzione di 90.000 lire/kWh; ammortamento industriale in trent'anni; incidenza annua per inte-

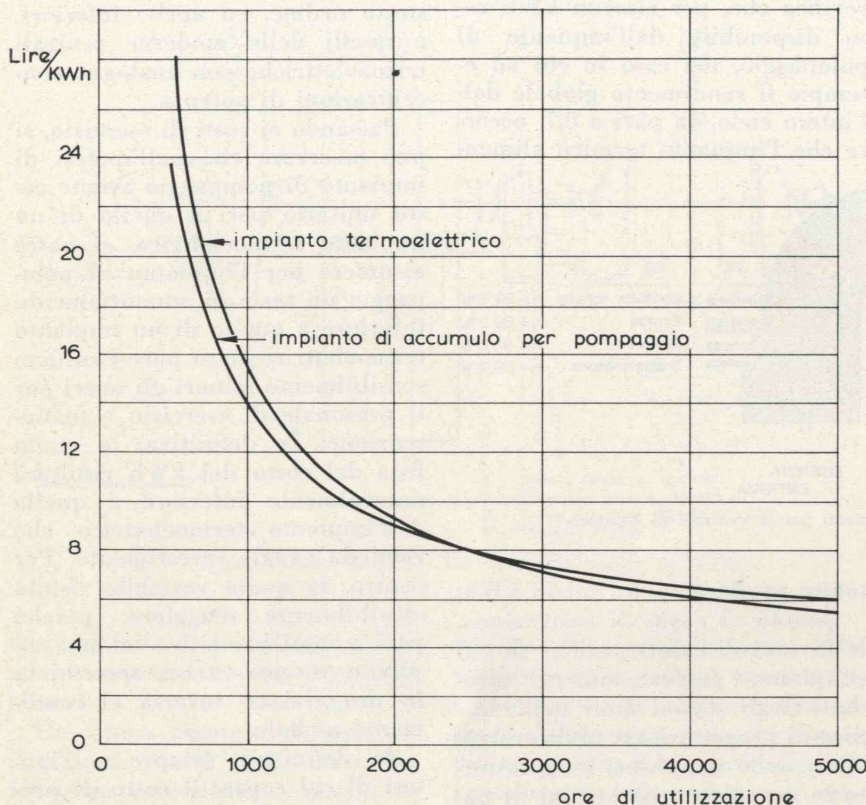


Fig. 10 - Esempi di confronto dei costi di produzione per ipotetici impianto termoelettrico e di pompaggio di grande potenza.

stema. Questo miglioramento risulterà poi particolarmente sensibile qualora nel sistema stesso venissero (come è assai probabile) ad inserirsi impianti nucleari per i quali la quota di costo del kWh dovuta al combustibile è sensibilmente inferiore a quella degli impianti a combustibili tradizionali.

A titolo di esempio, la fig. 10 mette a confronto:

a) i costi di produzione in funzione delle ore di utilizzazione per una centrale termoelettrica moderna con unità di 250 ÷ 300 MW calcolati nelle ipotesi seguenti: costo di costruzione di 80.000 lire/kWh; ammortamento industriale in quindici anni; interesse 8%; interesse sulle quote accantonate per ammortamento 5%; personale, spese generali, imposte e tasse: incidenza annua del 2,50% del costo di costruzione; spese di manutenzione con formula binomia;

resse, ammortamento, personale, manutenzione ed altre spese di esercizio dell'11%; utilizzazione per il pompaggio di energia prodotta con il consumo di combustibile indicato in a); rendimento globale dell'intero ciclo, comprese le trasmissioni di energia, pari a 0,72.

Le ipotesi di cui sopra si riferiscono a quanto esposto nel precedente articolo sui costi di produzione dell'energia elettrica [15].

9) Caratteristiche principali di alcuni recenti impianti.

— IMPIANTO DI FFESTINIQC: è situato nel Galles del Nord. Il serbatoio inferiore è costituito mediante una diga alta circa 14 m ed è alimentato da un piccolo corso d'acqua con bacino imbrifero di poche decine di kmq. Il serbatoio superiore è costituito mediante una diga di altezza di circa 30 m ed ha capacità di 2 milioni di mc.

La caduta utilizzata è di circa 280 m. La capacità del serbatoio superiore corrisponde alla produzione di circa 1,2 milioni di kWh, cioè, considerata la potenza installata di 300 MW, a circa quattro ore di funzionamento a piena potenza. La centrale contiene quattro gruppi ad asse verticale con velocità di 428 giri al primo, composti da macchina elettrica di 79 MVA, turbina di 75 MW e pompa di 68 MW. La distanza planimetrica tra la presa dal serbatoio superiore e la restituzione al serbatoio inferiore è di circa 1350 m.

— IMPIANTO DI CRUACHAN (figg. 6 e 8): l'impianto sorge in prossimità della costa occidentale della Scozia. Utilizza come serbatoio inferiore il lago naturale Loch Awe. Il serbatoio superiore è costituito mediante una diga a contrafforti alta circa 50 m, con un volume di muratura di circa 100.000 mc. Esso determina un invaso massimo di 7,8 milioni di kWh. La caduta utilizzata lorda è di circa 360 m ed è eccezionalmente alta, considerato l'impiego di turbine-pompe reversibili. La distanza planimetrica tra la presa dal serbatoio superiore e la restituzione è di circa 1400 m. La centrale è dotata di quattro gruppi di 100 MW ad asse verticale costituiti da alternatore e macchina idraulica reversibile. L'avviamento come pompa avviene per mezzo di un motore elettrico che può dare 10 MW per breve tempo. Il passaggio da funzionamento come pompa a pieno carico a funzionamento come turbina a pieno carico può avvenire in cinque minuti. Il passaggio inverso in dieci minuti e mezzo. La velocità dei gruppi è di 500 giri al primo per due di essi e di 600 giri per gli altri due. L'impianto è abbinato ad una utilizzazione idroelettrica di deflussi naturali di modesta entità che avviene in due centraline indipendenti.

— IMPIANTO DI VIANDEN (figg. 5 e 9): è situato in territorio lussemburghese al confine con la Germania ed è destinato in prevalenza al servizio interconnesso con le reti occidentali tedesche, ma è anche assai vicino a grandi zone industriali francesi e belghe. La costruzione è stata finanziata con capitale del Lussemburgo, Germania,

Svizzera, Francia e Belgio. Il serbatoio inferiore è costituito con una traversa alta 25 m sul piccolo fiume Our. Il serbatoio superiore sorge su alture vicine al fiume per cui si ricava una caduta massima di 290 m con una distanza planimetrica fra i due serbatoi dell'ordine di soli 500 m. Il serbatoio superiore, ottenuto con una diga in terra, ha capacità di circa 6 milioni di mc ed è completamente rivestito con materiale bituminoso. Alle gallerie in pressione fanno seguito condotta forzata in galleria e la centrale in caverna. La centrale è dotata di nove unità a tre macchine, ad asse orizzontale, con potenza di 70 MW assorbiti in pompaggio e 100 MW producibili dalla turbina. La centrale può dunque erogare un massimo di 900 MW. I gruppi, rotanti a 428 giri al primo, comprendono una turbina Francis, un alternatore-motore ed una pompa a due stadi. Una turbina Pelton ausiliaria di circa 3 MW è inserita tra la pompa e la macchina elettrica. Essa consente di portare la pompa alla velocità di regime e di innestarla alla macchina elettrica in velocità. Il passaggio dal funzionamento in produzione a piena potenza al funzionamento in pompaggio pure a piena potenza può avvenire in modo completamente automatico in meno di due minuti e mezzo.

— IMPIANTO DI CORNWALL (in progetto): si trova nello Stato di New York. Utilizza come serbatoio inferiore il fiume Hudson senza alcuna opera di sbarramento. Sulla sponda sinistra una formazione granitica offre adatta sede per il serbatoio superiore di circa 10 milioni di mc, per la grande galleria in pressione e per le otto condotte forzate in galleria che alimentano altrettanti gruppi in centrale. Ciascun gruppo, rotante a 257 giri al primo, ad asse verticale, è composto di macchina elettrica e di macchina idraulica reversibile, con circa 260 MW, quindi, in totale, 2080 MW. La caduta massima è di 380 m, la portata assorbita da ciascuna macchina di circa 90 mc al secondo. Lo sviluppo planimetrico dell'intero impianto è di circa 3000 m. Ogni gruppo è dotato inoltre di un motore di circa 10

MW sullo stesso asse per portare il gruppo a velocità di regime nell'avviamento come pompa.

10) Conclusioni.

Per la produzione dell'energia di punta e per la regolazione delle reti l'impianto idroelettrico a serbatoio si presta in modo particolarmente efficace. Esso presenta caratteristiche di elasticità di esercizio, semplicità e robustezza di macchinario, adattabilità a grandi variazioni di carico, massima disponibilità nel tempo, che lo rendono prezioso per detti scopi.

Infatti, anche ove le reti sono tradizionalmente alimentate da impianti termoelettrici, come ad esempio in molte zone degli Stati Uniti, con l'avvento delle moderne centrali termiche di caratteristiche molto spinte e grandissima potenza, si sta considerando con vivo interesse l'inserimento di impianti idroelettrici destinati quasi esclusivamente al servizio di punta. Ma diviene ormai sempre meno facile trovare situazioni orografiche ed idrologiche adatte alla realizzazione di impianti idroelettrici di punta economicamente convenienti.

L'impianto ad accumulo per pompaggio senza utilizzazione di deflussi naturali consente di beneficiare di molte delle favorevoli caratteristiche di esercizio dell'impianto idroelettrico a serbatoio ed ha inoltre il vantaggio di maggior libertà di scelta nell'ubicazione e di assoluta indipendenza dalle vicende meteorologiche. Queste sue caratteristiche lo rendono particolarmente conveniente quale complemento agli attuali grandi impianti termoelettrici, i quali possono meglio svolgere la loro funzione se destinati a servizio prevalentemente di base.

Gli impianti di pompaggio infatti hanno avuto negli ultimi anni grande impulso: le centrali di grandissima potenza realizzate recentemente in Europa ed in America ed i grandiosi progetti oggi allo studio od in corso di attuazione fanno ritenere che la loro importanza sarà sempre maggiore in tutti i Paesi. Diffusione e convenienza economica degli impianti di pompaggio risulteranno presumibilmente ancora più rilevanti quando gli impianti nucleari a-

vranno, come è prevedibile, maggior peso nel complesso dell'esercizio delle reti di produzione e distribuzione dell'energia elettrica.

Guido Bonicelli

BIBLIOGRAFIA

- [1] W. J. RHEINGANS, *Hydro and pumped storage for peaking*, Water Power, giugno 1964.
- [2] G. LOTTES, *Pumped storage planning in Germany*, Water Power, gennaio 1963.
- [3] E. PFISTERER, *Centrales à accumulation par pompage. Caractéristiques et possibilités techniques et économiques*, Atti del Congresso UNIPPEDE, Stoccolma 1964.
- [4] H. K. HAPPOLDY - O. J. HARTMANN - E. WIEDEMANN, *The present state of pumped storage in Europe*, IEEE Transactions on Power Apparatus & Systems, ottobre 1963, pag. 618.
- [5] H. MEUER - J. MÜCKE, *Trends in power house construction for pumped storage stations*, Water Power, febbraio 1966.
- [6] J. H. LIEBER, *Turbines-pompes isogyres*. Relazione al Simposio della Associazione Elettrotecnica Svizzera sugli impianti di pompaggio, Zurigo 1964.
- [7] C. L. C. ALLAN - T. R. WARREN - W. W. CAMPBELL, *Improved pumped storage schemes in Scotland*. Relazione alla Conferenza Mondiale dell'Energia, Losanna 1964.
- [8] EDITORIALE, *Cruachan in service*, Water Power, gennaio 1966.
- [9] EDITORIALE, *The Ffestiniog pumped storage development*, Water Power, maggio-giugno 1963.
- [10] R. A. STRUB - J. CHATELAIN - A. PERRILLARD - *Machines réversibles et moteurs-générateurs à deux vitesses*. Relazione alla Conferenza Mondiale dell'Energia, Losanna 1964.
- [11] G. R. RICH - W. B. FISK, *The lean project concept in the economic design of pumped storage hydroelectric plants*. Relazione alla Conferenza Mondiale dell'Energia, Losanna 1964.
- [12] EDITORIALE, *Vianden*, Water Power, luglio-agosto-settembre 1964.
- [13] SOCIÉTÉ ELECTRIQUE DE L'OUR, *Les centrales de pompage facteur d'économie des réseaux électriques à production thermique*. Relazione alla Conferenza Mondiale dell'Energia, Losanna 1964.
- [14] W. J. McCORMACK, *Taum Sauk pumped storage project as a peaking plant*, Water Power, giugno 1962.
- [15] G. BONICELLI, *Sui costi di produzione dell'energia elettrica e dell'energia di punta in particolare*. Atti e Rassegna Tecnica della Società degli Ingegneri e degli Architetti in Torino, luglio 1965.

Analisi delle condizioni di stabilità alle vibrazioni longitudinali autoeccitate nella foratura su trapano a montante

RAFFAELLO LEVI esamina le condizioni di stabilità alle vibrazioni autoeccitate nella foratura, illustrando i metodi di analisi con un esempio della loro applicazione ad un trapano a montante. Si rileva come le equazioni che definiscono le condizioni limitate di stabilità siano suscettibili di generalizzazione, introducendo relazioni analitiche opportunamente elaborate tra diametro della punta e resistenza all'avanzamento. Si ricavano dalle relazioni generalizzate dei grafici che permettono la valutazione rapida delle condizioni di stabilità per una macchina ed un diametro di punta generici, evitando complesse elaborazioni matematiche.

Generalità.

È noto che, durante le lavorazioni ad asportazione di truciolo, si verificano in determinate condizioni di taglio vibrazioni che possono raggiungere ampiezze notevoli, con effetti particolarmente dannosi sulla finitura del pezzo, e sulla durata di utensile e macchina.

Tali vibrazioni possono avere il carattere di vibrazioni forzate, quando vengono prodotte da cause quali parti rotanti sbilanciate staticamente o dinamicamente, da imprecisioni di treni di ingranaggi, da utensili pluritaglienti o a taglio interrotto; o di vibrazioni autoeccitate, quando esse vengono alimentate dalle variazioni periodiche delle forze di taglio dovute alle variazioni di posizioni relative tra pezzo e utensile prodotte dalle vibrazioni stesse.

La teoria delle vibrazioni forzate è nota da tempo e permette di prendere con ragionevole approssimazione le condizioni di vibrazione, note che siano forze eccitrici e risposta in frequenza del sistema.

Per le vibrazioni autoeccitate, invece, solo in questi ultimi anni sono stati pubblicati metodi di indagine validi, che permettono di calcolare il comportamento dinamico della macchina.

Se il sistema pezzo-utensile macchina viene momentaneamente spostato rispetto alla posizione di equilibrio durante il taglio, in modo da alterare la sezione di truciolo, la superficie lavorata presenterà localmente una ondulazione, che sarà causa di una corrispondente variazione di sezione, e di forze di taglio, quando verrà successivamente incontrata dall'utensile. Ciò darà luogo ad altri spostamenti relativi, e così via; a

seconda delle relazioni di fase tra oscillazioni del sistema e oscillazioni della superficie, le variazioni periodiche delle forze di taglio potranno amplificare, o smorzare, le vibrazioni così prodotte.

In pratica, l'ampiezza delle vibrazioni non crescerà all'infinito, data la presenza di effetti smorzanti nel sistema; in casi sfavorevoli però la superficie del pezzo e la durata degli utensili possono risultare inaccettabili. Il rimedio usuale in questi casi è la diminuzione di velocità, e di sezione di truciolo: in questo modo però la produzione viene anche corrispondentemente ridotta. Si spiega quindi l'interesse a conoscere meglio il fenomeno delle vibrazioni autoeccitate al fine di poter determinare, tra macchine paragonabili come prestazioni convenzionali, quelle meno soggette a limitazioni per effetto di vibrazioni; e di poter anche fornire i mezzi per alterare razionalmente le condizioni di taglio, per combattere l'insorgere di vibrazioni aumentando in certi casi la produzione invece che riducendola.

Allo stato attuale delle ricerche, il comportamento dinamico di una macchina utensile viene espresso da grafici di stabilità, analoghi a quello indicato nella fig. 1. In ordinata vengono riportate profondità di taglio, o altre grandezze che si vedranno più oltre: in ascissa, un fattore proporzionale alla velocità angolare del mandrino.

Si distinguono tre regioni distinte nel grafico:

- a) regione incondizionatamente stabile;
- b) regione condizionatamente instabile;
- c) regione instabile;

e lo sforzo del costruttore è naturalmente volto ad allontanare il più possibile dalla zona di impiego normale della macchina la regione c).

Derivazione delle relazioni che definiscono i campi di instabilità.

Misure eseguite su trapani radiali durante la lavorazione in presenza di vibrazioni autoeccitate hanno messo in evidenza che le vibrazioni prevalenti nella struttura sono quelle longitudinali, corrispondenti a variazioni periodiche dell'avanzamento, e quindi dello spessore del truciolo asportato [1], metodi di calcolo basati su questa constatazione ne hanno confermato la validità anche per i trapani a montante e a colonna [2]; e ciò malgrado l'elevata deformabilità torsionale delle punte elicoidali [3], che suggerisce la possibilità di oscillazioni torsionali. In realtà, queste quando si verificano possono avere un effetto deleterio sulla durata dei taglienti, specie nella foratura di materiali di ridotta lavorabilità [4], ma ben di rado danno luogo a vibrazioni autoeccitate di ampiezza rilevante come quelle longitudinali, in quanto le frequenze proprie torsionali del sistema sono di regola assai più elevate delle altre.

In alcuni casi però si può avere un interessante tipo di accoppiamento tra vibrazioni assiali e torsionali, dovuto alla variazione di lunghezza provocata nella punta elicoidale dalle variazioni di coppie applicate. Ciò si produce in maniera marcata su trapanatrici di elevata rigidità, come hanno messo in luce ricerche sull'argomento [5].

Nel caso generale, in cui si considerano le sole vibrazioni assiali, le condizioni limite di stabilità si

ottengono eguagliando a zero lo smorzamento complessivo, somma algebrica dei singoli effetti smorzanti del sistema.

Con buona approssimazione la direzione delle vibrazioni è normale a quella della velocità di taglio; gli effetti smorzanti in gioco si riducono quindi a tre:

a) attriti interni e tra superfici nella struttura e nei collega-

K = coefficiente di penetrazione;

Ω = velocità angolare della punta;

s = avanzamento;

p = velocità di penetrazione.

Si può quindi scrivere l'equazione del moto, approssimando il sistema pezzo-utensile-macchina con un sistema elastico ad un grado di libertà. Ciò è lecito in quanto nel-

citata, Ω angolare dell'utensile); si ottiene:

$$(3) \quad \frac{1}{2Q_e} + \frac{k_1}{\lambda} \frac{\omega_0}{\omega} \sin \frac{\pi\omega}{\Omega} + \frac{K}{\lambda} \frac{\pi\omega_0}{\Omega} = 0$$

$$(4) \quad \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2 = 1 + 2 \frac{k_1}{\lambda} \left(1 - \cos \frac{\pi\omega}{\Omega}\right)$$

Risolviendo il sistema formato dalle (3), (4) si ottiene la relazione $Q_e = Q_e \left(\frac{\Omega}{\omega_0}\right)$, che, data la frequenza propria del sistema, definisce i campi di instabilità di questo in funzione della velocità angolare del mandrino per le condizioni di lavorazione corrispondenti ai valori di K , k_1 adottati.

Si rileva dalle (3), (4) che il grafico di stabilità viene diviso in due regioni da una curva limite; al di sotto di questa si ha stabilità incondizionata, al di sopra condizionata. Le zone instabili sono a forma di lobi tangenti alla curva limite.

L'equazione della curva limite è quella di un'iperbole,

$$(5) \quad Q_m = \frac{1}{\sqrt{1 + 4 \frac{k_1}{\lambda} - 1 - 2\pi \frac{K}{\lambda} \frac{\omega_0}{\Omega}}}$$

avente asintoti dati dalle:

$$(6) \quad Q_{m0} = \frac{1}{\sqrt{1 + 4 \frac{k_1}{\lambda} - 1}} \quad \left(\frac{\Omega}{\omega_0}\right)_0 = \frac{2\pi \frac{K}{\lambda}}{\sqrt{1 + 4 \frac{k_1}{\lambda} - 1}}$$

Determinazione delle caratteristiche dinamiche della macchina ad esempio di grafico di stabilità.

Nelle relazioni (3), (4) compaiono alcuni parametri il cui valore dipende dalle caratteristiche dinamiche della macchina. La loro determinazione viene eseguita sottoponendo la macchina a vibrazioni longitudinali, secondo l'asse del mandrino, per mezzo di un ecci-

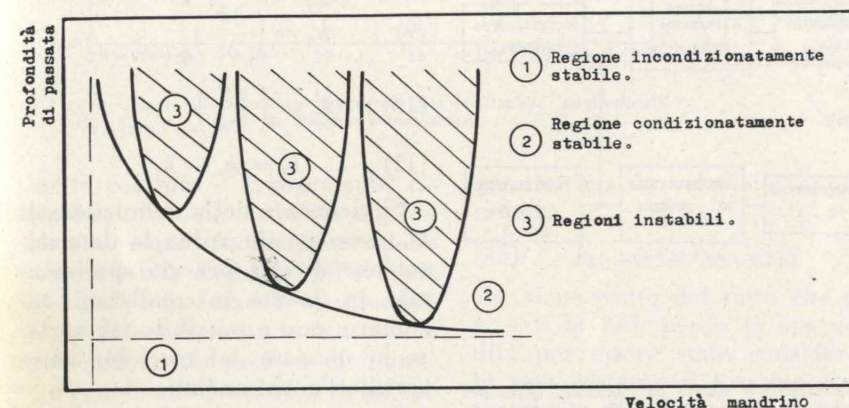


Fig. 1 - Grafico di stabilità tipico di una macchina utensile.

menti tra gli organi della macchina utensile;

b) variazioni di forza assiale dovute a variazioni di spessore del truciolo asportato dai taglienti principali per effetto delle vibrazioni relative pezzo-utensile, e delle ondulazioni della superficie lavorata da esse prodotte;

c) variazioni di forza assiale (resistenza all'avanzamento) dovute a variazioni di velocità di penetrazione nella zona dello spigolo centrale (che, come è stato riscontrato [6], è responsabile della metà circa della resistenza all'avanzamento) e a variazioni degli angoli di taglio, dovuti alla stessa causa.

In queste condizioni, la variazione istantanea di forza assiale, dovuta agli ultimi due effetti sopra citati, si riconosce dalla:

$$(1) \quad dF = k_1 ds + K \frac{2\pi}{\Omega} dp$$

in cui:

F = forza assiale;

k_1 = coefficiente di spessore del truciolo;

le macchine considerate le principali frequenze proprie di oscillazione sono in genere distinte tra di loro, e nell'intorno di una di esse si può trascurare l'effetto delle altre. Si ottiene la relazione classica:

$$(2) \quad \frac{d^2x}{dt^2} + h \frac{dx}{dt} + Kx = -dF$$

in cui dF è data dalla (1). Ammettendo che dF sia funzione solo di x e $\frac{dx}{dt}$, la (2) si trasforma in una equazione differenziale lineare, omogenea, a coefficienti costanti. La condizione limite di stabilità del sistema è quella in cui si annulla il coefficiente che moltiplica la derivata prima in tale equazione; e questa è la condizione che interessa, più che la soluzione generale, alquanto complessa, dell'equazione del moto.

Eseguendo gli sviluppi secondo il metodo citato [2], si arriva alle relazioni che legano alla soglia di instabilità i coefficienti introdotti nella (1) alle costanti elastiche del sistema (fattore di amplificazione Q , rigidità equivalente λ) ed alle varie frequenze (ω_0 propria del sistema, ω dell'oscillazione autoecc-

tatore di vibrazioni disposto sulla tavola e impegnante un codolo fissato all'estremità inferiore del mandrino. Durante la prova, in cui si eccitano le vibrazioni del sistema applicando una forza variabile nel tempo con legge sinusoidale, a frequenza variabile e

in cui P è la forza eccitatrice. La rigidità equivalente dà una misura della deformabilità della struttura in condizioni di risonanza, deformabilità assai maggiore di quella statica corrispondente. È da notare che frequenze di risonanza, smorzamenti e rigidità

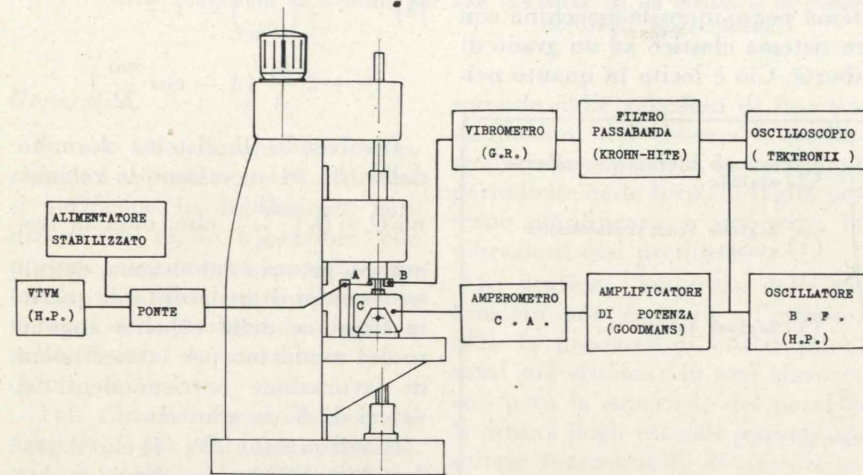


Fig. 2 - Schema a blocchi della strumentazione di eccitazione e misura di vibrazioni usata per misure di curva di risposta in frequenza; A, trasduttore di spostamenti; B, accelerometro; C, eccitatore elettrodinamico.

modulo costante, si rilevano gli spostamenti relativi tra mandrino e tavola.

Determinate le frequenze f_0 di risonanza della struttura (raramente è necessario andare oltre alle prime due, quando non vi siano altri motivi di interesse verso i modi superiori di oscillazione), si calcola dalla curva di risposta in frequenza il fattore di amplificazione Q , determinando lo scarto in frequenza Δf tra le due ordinate della curva di risonanza di ampiezza $\frac{\sqrt{2}}{2} A_{\max}$; si ha:

$$(7) \quad Q_0 = \frac{f_0}{\Delta f}$$

In realtà, in lavorazione il fattore di amplificazione effettivo Q_e sarà di regola alquanto minore di Q_0 , e quindi il campo di velocità in cui si ha instabilità risulterà di estensione inferiore a quella determinata dalle intersezioni della linea $Q=Q_0$ con il lobo (o in genere i lobi) di instabilità.

Si calcola quindi la rigidità equivalente della struttura, data da:

$$(8) \quad \lambda = \frac{PQ_0}{A_{\max}}$$

equivalenti vengono notevolmente influenzati dalle condizioni di vincolo della struttura, e in particolare dal tipo di fondazioni, e dal collegamento con queste.

Ai fini della eliminazione delle vibrazioni autoeccitate, si è riconosciuto vantaggioso [7] fissare rigidamente la macchina ad un blocco di fondazione massiccio, piuttosto che usare supporti elastici tra macchina e fondazione.

A titolo di esempio, si riporta nella fig. 2 lo schema a blocchi della strumentazione usata per determinare la curva di risposta in frequenza di fig. 4, rilevata su di un trapano a montante Cincinnati Bickford nel corso di un recente lavoro [8].

Introducendo per i coefficienti k_1 e K i valori ottenuti in un'altra serie di prove [9], è stato ricavato il grafico di stabilità di fig. 5. Il solo lobo instabile indicato corrisponde al primo modo di vibrazione; il secondo non dà luogo a regioni instabili in tutto il campo di utilizzazione della macchina.

I calcoli eseguiti si riferiscono alla foratura dal pieno di acciaio corrispondente al C 40, con punta elicoidale da 5/8". I risultati sperimentali confermano la vali-

dità del metodo di calcolo adottato.

Effetto delle caratteristiche dell'utensile e del materiale lavorato sul grafico di stabilità.

Nelle relazioni da (1) a (4) compaiono i coefficienti K e k_1 che dipendono dalle caratteristiche di utensile e materiale; essi vengono definiti dalle relazioni:

$$(9) \quad k_1 = \left(\frac{\partial F}{\partial s} \right)_{dp=d\Omega=0}$$

$$(10) \quad k_s = \left(\frac{\partial F}{\partial s} \right)_{s=s_0; d\Omega=0}$$

$$(11) \quad K = k_s - k_1$$

Si riconosce dalla definizione di k_1 , come ne sia ardua la determinazione diretta per via sperimentale, in quanto in condizioni stazionarie non è possibile far variare lo spessore del truciolo, senza variare l'avanzamento.

È necessario quindi ricorrere o a misure dinamiche consistenti sostanzialmente in prove di lavorazione con vibrazioni autoeccitate in condizioni controllate, o a determinazioni approssimate mediante prove eseguite in condizioni stazionarie.

Mentre k_s viene ricavato dall'inclinazione della tangente alla curva $F=F(s)$, per $s=s_0$, rilevata in prove di foratura dal pieno a ve-

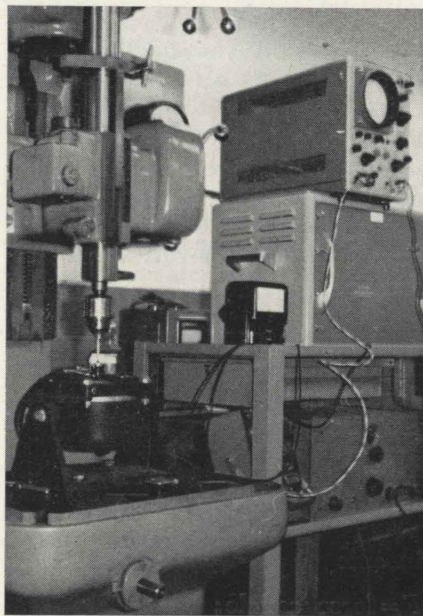


Fig. 3 - Aspetto della strumentazione di eccitazione e misura di vibrazioni usata per il rilievo del grafico di stabilità.

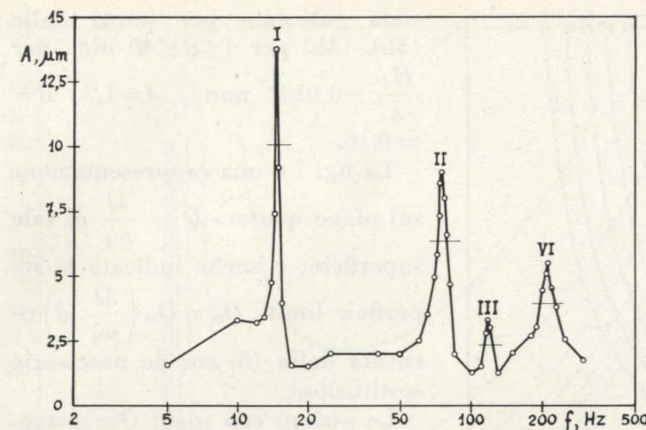


Fig. 4 - Curva di risposta in frequenza alle oscillazioni longitudinali di un trapano a montante.

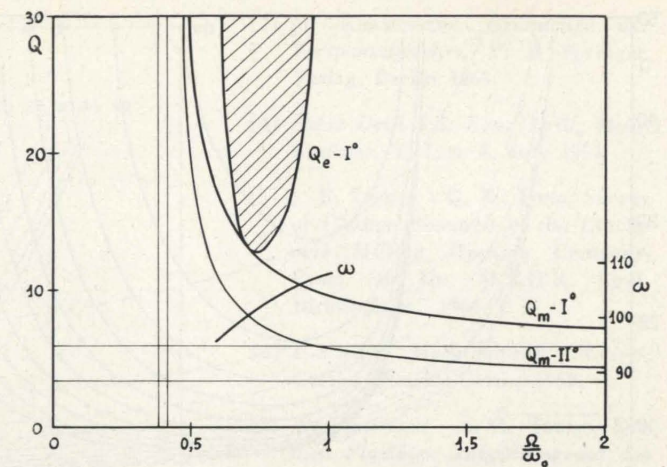


Fig. 5 - Grafico di stabilità del trapano.

locità costante e avanzamento variabile, si ottiene k_1 in via approssimata come inclinazione della tangente alla $F_1=F_1(s)$ all'origine, in cui F_1 è la forza di avanzamento applicata durante la foratura in presenza di un preforo di diametro eguale alla lunghezza dello spigolo centrale [10].

Ciò equivale a porre:

$$(12) \quad k_1 = \lim_{s \rightarrow 0} \left(\frac{\partial F_1}{\partial s} \right)$$

Per la costruzione del grafico di stabilità si deve quindi ricorrere di solito a prove di foratura, nel corso delle quali viene misurata la forza di avanzamento, per determinare i coefficienti citati.

È però possibile calcolarli utilizzando le relazioni tra forze e condizioni di taglio nella foratura ricavate per mezzo dell'analisi dimensionale [11]. Ponendo:

d = diametro della punta elicoidale

c = spessore del nucleo

si ha:

$$(13) \quad F = K_{15} H_d s^{0,8} d^{0,8} \left[\frac{1 - \frac{c}{d}}{\left(1 + \frac{c}{d}\right)^{0,2}} + K_{14} \left(\frac{c}{d}\right)^{0,8} \right] + K_{12} H_d c^2$$

La forza di avanzamento F_1 con i soli taglienti principali in presa (con avanforo di diametro c) risulta allora:

$$(14) \quad F_1 = K_{15} H_d s^{0,8} (d^{0,8} - c^{0,8})$$

Applicando le (13), (14) alle (10), (11), (12), e adottando in

quest'ultima la relazione approssimata:

$$(15) \quad k_{1(s=0)} \simeq k_{1(s=0,2 s_0)}$$

che tiene conto del fatto che per $s \rightarrow 0$ la (13) perde la sua validità per essere stato considerato in essa costante il termine corrispondente all'effetto di estrusione allo spigolo di raccordo, si ottengono per k_1 e K le relazioni:

$$(16) \quad k_1 = 0,22 K_{15} H_d \frac{d^{0,8}}{s_0^{0,2}} \left[1 - \left(\frac{c}{d}\right)^{0,8} \right]$$

$$(17) \quad K = 0,8 K_{15} H_d \frac{d^{0,8}}{s_0^{0,2}} \left\{ \frac{1 - \frac{c}{d}}{\left(1 + \frac{c}{d}\right)^{0,2}} + K_{14} \left(\frac{c}{d}\right)^{0,8} - 0,275 \left[1 - \left(\frac{c}{d}\right)^{0,8} \right] \right\}$$

I coefficienti K_{14} e K_{15} sono stati determinati nel lavoro originale [11] mediante prove di lavorazione su acciaio SAE 3245, $H_d \approx 200 \text{ kg/mm}^2$. È da notare a questo proposito che sebbene in linea generale non sia possibile definire a sufficienza le caratteristiche di un materiale metallico qualsiasi conoscendone la sola durezza Brinell, questa è un indice assai

Si può notare dalle (15), (16) che i coefficienti K e k_s non crescono linearmente col diametro della punta elicoidale, come è stato supposto in precedenza [2].

D'altra parte, la validità della (3), derivata come si è accennato per mezzo di una rigorosa analisi dimensionale, è confermata dai risultati di indagini sperimentali fondamentali svolte nel giro di ol-

tre un quarto di secolo [12, 13], da varie delle quali [14] gli esponenti di s e d sono stati ricavati coincidenti con i valori sopra indicati a meno di poche parti per mille.

È possibile eliminare ancora una variabile dalle (16) e (17), tenendo conto delle relazioni esistenti tra avanzamento optimum s_0 , e diametro della punta d .

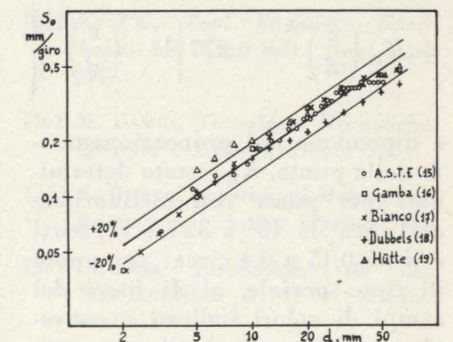


Fig. 6 - Relazioni tra diametro della punta elicoidale e avanzamento optimum s_0 per la foratura dal pieno di acciai da costruzione comuni.

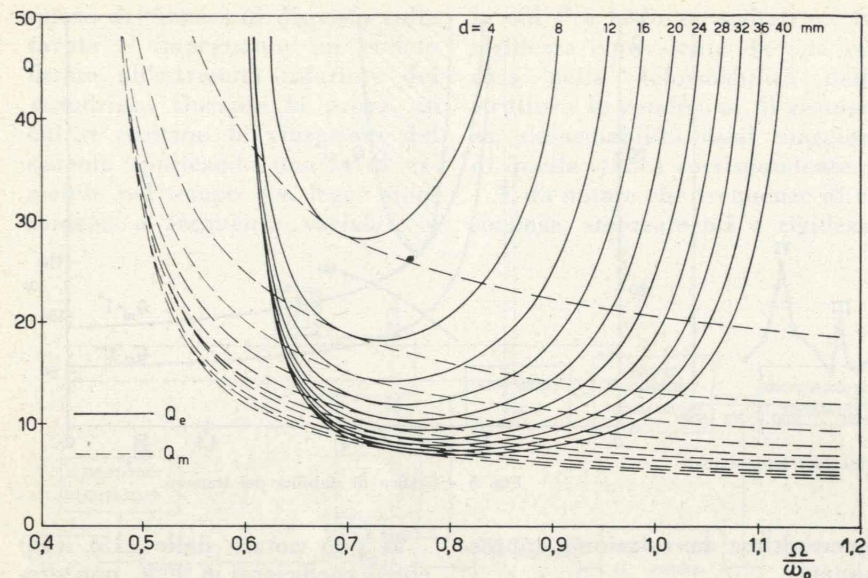


Fig. 7 - Grafico di stabilità generalizzato per $\frac{k_1}{\lambda} = 0,0173 d^{2/3}$, $\frac{k_1}{K} = 8,1$, $4 \leq d \leq 40$ mm

Nella fig. 6 sono riportati in scala logaritmica gli avanzamenti consigliati per la foratura di acciai comuni da costruzione (tipo R 50) con punte in acciaio rapido [15, 16, 17, 18, 19]; se ne ricava la relazione approssimata:

$$(18) \quad s_0 = 0,03 d^{2/3}$$

che introdotta nelle (9), (10) dà luogo alle:

$$(19) \quad k_1 = A H_d d^{2/3}$$

$$(20) \quad K = B H_d d^{2/3}$$

Le costanti A e B sono date dalle relazioni:

$$(21) \quad A = 0,275 K_{15} \left[1 - \left(\frac{c}{d} \right)^{0,8} \right]$$

$$(22) \quad B = K_{15} \left\{ \frac{1 - \frac{c}{d}}{\left(1 + \frac{c}{d} \right)^{0,2}} + K_{14} \left(\frac{c}{d} \right)^{0,8} - 0,277 \left[1 - \left(\frac{c}{d} \right)^{0,8} \right] \right\}$$

e dipendono dal proporzionamento della punta. K_{14} è stato determinato per punte con inclinazione dell'elica da 18° a 32° , e rapporti c/d da 0,15 a 0,4 circa; per punte di tipo speciale, al di fuori dei campi di valori indicati è conveniente determinare direttamente K_{14} e K_{15} , o addirittura A e B , per via sperimentale; come è d'altra

parte necessario fare quando si intenda lavorare un materiale di tipo fondamentalmente diverso da quelli sperimentati, e per il quale le forze di taglio non possono essere calcolate con la necessaria approssimazione basandosi sulla durezza Brinell soltanto.

Il grafico di stabilità generalizzato.

Come si è visto, l'elaborazione delle (3) e (4) è abbastanza lunga e laboriosa; è piuttosto complessa la determinazione quantitativa sul grafico di stabilità dell'effetto di variazioni di uno o più parametri.

Sostituendo ora per k_1 , K le relazioni (19), (20), le (3) e (4) prendono la forma:

$$(3b) \quad \frac{1}{2Q_e} + \frac{H_d d^{0,67}}{\lambda} \left(A \frac{\omega_0}{\omega} \sin \frac{\pi\omega}{\Omega} + B \frac{\pi\omega_0}{\Omega} \right) = 0$$

$$(4b) \quad \left(\frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 = 1 + 2 \cdot \frac{A H_d d^{0,67}}{\lambda} \left(1 - \cos \frac{\pi\omega}{\Omega} \right)$$

da cui, eliminando ω , si ottiene la relazione cercata tra Q_e , $\frac{H_d}{\lambda}$, $\frac{\Omega}{\omega_0}$, d .

Riportando $\frac{H_d}{\lambda}$ sotto forma parametrica, si riconosce che le (3b) e (4b) rappresentano una famiglia di superfici che separano nello spazio $\left(Q_e, \frac{\Omega}{\omega_0}, d \right)$ le regioni di stabilità da quelle di instabilità.

La superficie $Q_e = Q_e \left(\frac{\Omega}{\omega_0}, d \right)$ è

stata calcolata per punti dalle (3b), (4b) per $4 \leq d \leq 40$ mm, per $\frac{H_d}{\lambda} = 0,0132 \text{ mm}^{-1}$, $A = 1,3$, $B = 0,16$.

La fig. 7 è una rappresentazione sul piano quotato $Q - \frac{\Omega}{\omega_0}$ di tale superficie; è anche indicata la superficie limite $Q_m = Q_m \left(\frac{\Omega}{\omega_0}, d \right)$ ricavata dalla (5) con le necessarie sostituzioni.

Le sezioni con piani $Q = \text{costante}$, riportate nella fig. 8, indicano chiaramente l'effetto dello smorzamento della struttura della macchina sul diametro massimo di punta utilizzabile per tutto il campo di velocità utile senza vibrazioni autoeccitate.

Si può notare dalla forma delle (3b), (4b) che le curve di fig. 7 sono utilizzabili agevolmente anche per valori di $\frac{H_d}{\lambda}$ diversi da quello sopra indicato. È sufficiente a tale scopo alterare il parametro d nel rapporto (elevato all'esponente 1,5) tra i due valori di $\frac{H_d}{\lambda}$ considerati. Lo stesso procedimento è ovviamente valido per tener conto di variazioni della costante A , restando costante il rapporto A/B .

In effetti, tale rapporto dipende essenzialmente dal contributo alla resistenza all'avanzamento dovuto allo spigolo centrale, e varia al variare dello spessore (relativo al diametro) del nucleo, del tipo di affilatura e dell'eventuale assotti-

gliamento del nucleo praticato. Allo scopo di permettere una valutazione quantitativa degli effetti di variazioni del rapporto $\frac{A}{B}$, nella fig. 9 sono state riportate sul piano $Q_e - \frac{\Omega}{\omega_0}$ due famiglie di curve, rispettivamente per $d=4$ e $d=40$ mm, con $\frac{A H_d}{\lambda} = 1,73 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-1}$ e A/B variabile da 6 a 20.

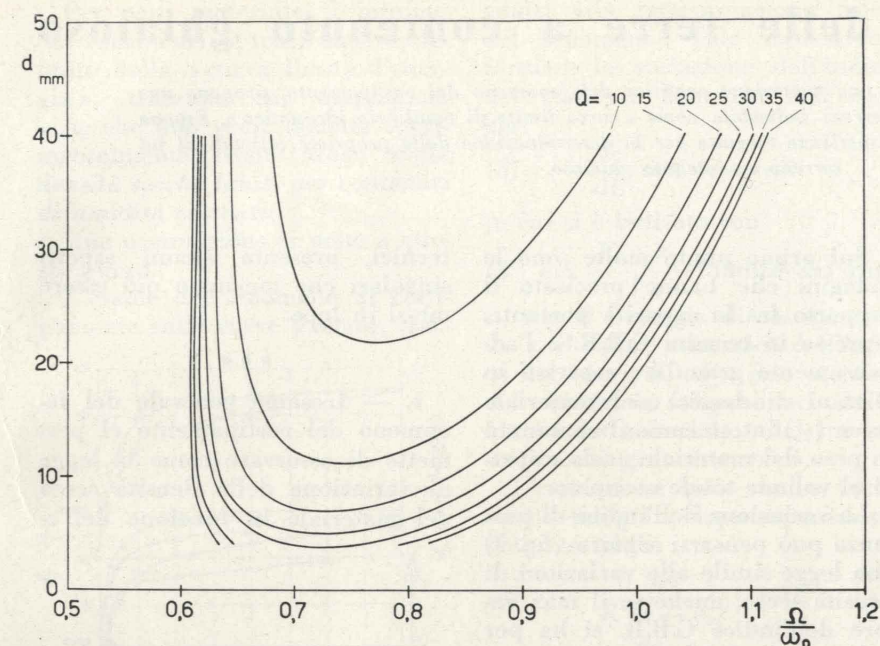


Fig. 8 - Grafico di stabilità generalizzato per le condizioni di fig. 6, rappresentato sul piano $d - \frac{\Omega}{\omega_0}$.

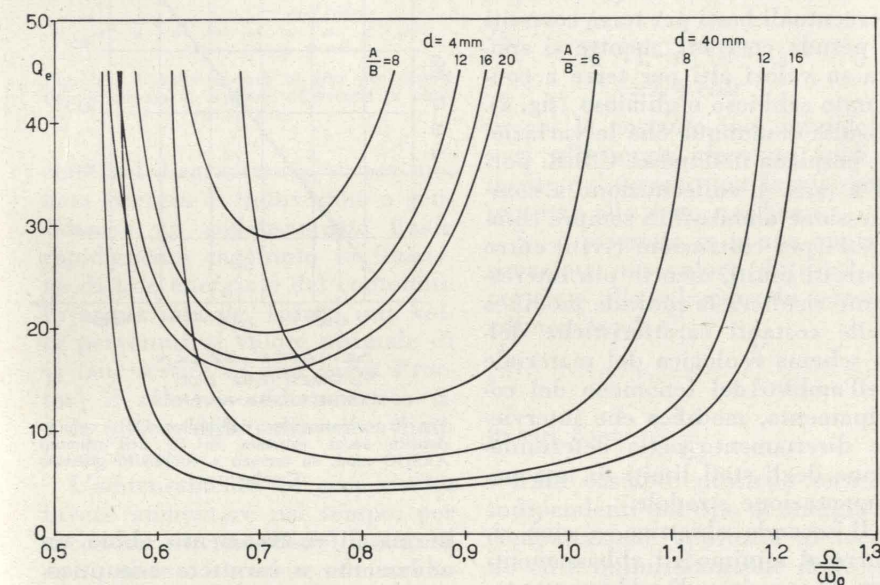


Fig. 9 - Effetto di variazioni del rapporto A/B da 6 a 20 sul grafico di stabilità per $d=4$ e $d=40$ mm.

Utilizzando queste curve per riportare le opportune correzioni a quelle di fig. 7, risulta possibile determinare immediatamente l'andamento del grafico di stabilità alle oscillazioni assiali autoeccitate nella foratura con punta elicoidale, note le caratteristiche dinamiche della macchina utensile e le costanti relative a pezzo e utensile, senza dover elaborare volta per volta le (3b) e (4b).

I calcoli necessari per il tracciamento dei grafici riportati nelle figure 5, 7, 8, 9

sono stati eseguiti in parte presso il Computation Center della Pennsylvania State University, su elaboratori IBM 1401-7074, e in parte presso il Centro di Calcolo del Politecnico di Torino, su elaboratore ELEA 6001.

Raffaello Levi

BIBLIOGRAFIA

- [1] D. F. GALLOWAY, *Some Experiments on the Influence of Various Factors on Drill Performance*, Trans. A.S.M.E., V. 79, 1959.
- [2] S. A. TOBIAS, *Machine-Tool Vibration*, Blackie, London 1965.

- [3] M. KRONENBERG, *Grundzüge der Zerspanungslehre*, V. II Springer, Verlag, Berlin 1963.
- [4] *Short Drill VS. Long Drill*, Metal Cuttings, V. 1, n. 4, July 1954.
- [5] J. R. LEMON - G. W. LONG, *Survey of Chatter Research at the Cincinnati Milling Machine Company*, Proc. 5th Int. M.T.D.R. Conf. Birmingham, 1964.
- [6] U.S.A.F. *Machinability Report*, Curtiss Wright Corp., 1950.
- [7] W. FISHWICK - S. A. TOBIAS, *Einfluss Flexibler Aufstellung auf das Rattern von Werkzeugmaschinen*, 2 Fo.Ko.Ma, Vogel, Coburg 1955.
- [8] G. F. MICHELETTI - R. LEVI, *Report on the Vibrations of a Grinding Machine and a Drill Press* (Relazione non pubblicata), Department of Industrial Engineering, Pennsylvania State University, Agosto 1965.
- [9] G. PEROTTI, *Vibrazioni autoeccitate sulle macchine utensili e loro studio su trapano radiale*, Atti e Rassegna Tecnica, Agosto 1965.
- [10] S. A. TOBIAS - W. FISHWICK, *The Vibration of Radial Drilling Machines under Test and Working Conditions*, Proc. Inst. Mech. Eng., V. 170, 1956.
- [11] M. C. SHAW - C. J. OXFORD, Jr, *On the Drilling of Metals - 2 - The Torque and Thrust in Drilling*, Trans. A.S.M.E. - V. 79, 1957.
- [12] O. W. BOSTON - C. J. OXFORD, Sr, *Power Required to Drill Cast Iron and Steel*, Trans. A.S.M.E. - V. 52, 1930.
- [13] M. KRONENBERG, *Drilling Feeds*, Machinery - V. 54 - February 1935.
- [14] M. KRONENBERG, *Discussion (di [8] cfr. sopra)*, Trans. A.S.M.E. - V. 79 - 1957.
- [15] A.S.T.E., *Tool Engineers Handbook*, Mc Graw-Hill, New York 1949.
- [16] M. GAMBA, *Tecnologie Meccaniche*, Levrotto e Bella, Torino 1951.
- [17] E. BIANCO, *Lavorazioni Meccaniche*, Rosemberg e Sellier, Torino 1956.
- [18] DUBBELS, *Taschenbuch für den Maschinenbau*, B. II - Springer, Berlin 1963.
- [19] HÜTTE, *Taschenbuch für Betriebsingenieure*, B. I., W. Ernst, Berlin 1964.

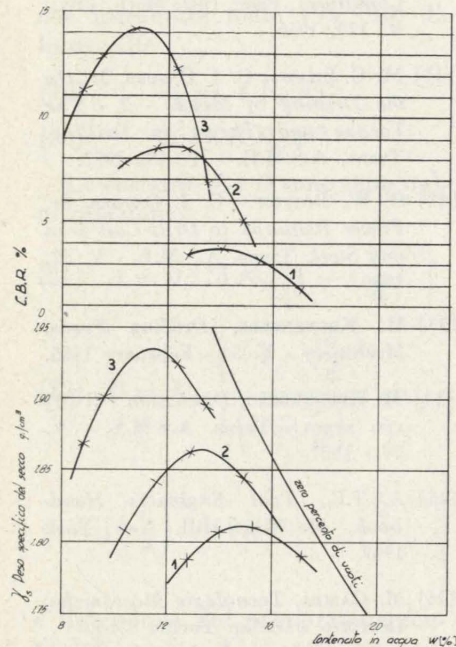
Sul costipamento delle terre a contenuto ghiaioso

CESARE CASTIGLIA, in base ad una trattazione analitica del fenomeno del costipamento, propone una nuova curva caratteristica per i terreni indicabile come « curva limite di equilibrio idrostatico ». Espone inoltre i risultati di una serie di esperienze eseguite per la determinazione delle proprietà ottimali di un terreno a contenuto ghiaioso.

Considerazioni teoriche ed osservazioni sperimentali hanno già da tempo posto in evidenza il ruolo svolto dalla compattazione sugli insiemi granulari di diversa natura, destinati ad essere impiegati come materiale da costruzione o di supporto nella tecnica delle costruzioni civili in genere, idrauliche e stradali in particolare.

In sintesi il costipamento di una terra deve assolvere ad alcune funzioni fondamentali che possono essere così ricordate:

- aumentare la capacità portante di un terreno;
- ridurre le deformazioni permanenti sotto carichi costanti o ripetuti;
- migliorarne le caratteristiche di permeabilità.



TASSO DI COMPRESSIONE AMMISSIBILE - kg/cm²									
0.7	1.4	2.1	2.8	3.5	4.2	4.9	5.6	6.3	7.0
MODULO DI REAZIONE DEL TERRENO (K) - kg/cm²									
2.8	4.2	5.6	7.0	8.4	9.8	11.2	12.6	14.0	15.4
INDICE DI PORTANZA CALIFORNIANO (C.B.R.)									
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10

Fig. 1 - Variazione dell'indice di portanza in rapporto al costipamento (Tesoriere).

Sul primo punto molte sono le indagini che hanno precisato il rapporto fra la capacità portante, espressa in termini C.B.R. e l'addensamento granulare espresso in termini di densità del materiale secco (γ_s) inteso come il contenuto in peso del materiale arido rispetto al volume totale occupato.

La variazione dell'indice di portanza può pensarsi seguire (fig. 1) una legge simile alle variazioni di densità secca, anche se il max valore dell'indice C.B.R. si ha per valori spostati del contenuto in acqua (w).

La variazione ha luogo su valori percentuali bassi per terre coerenti o pseudo coerenti, mentre si sposta su valori alti per terre a contenuto sabbioso o ghiaioso (fig. 2). Risulta comunque che la variazione cospicua dell'indice C.B.R. porta a tassi di sollecitazione a compressione ammissibili sempre compresi (per costruzioni civili) entro ristretti limiti, mentre più interessante risulterà la radicale modifica dello schema reologico del materiale nell'ambito del fenomeno del costipamento, modifica che interviene direttamente nella determinazione degli stati limitati di una pavimentazione stradale.

Il secondo obiettivo, e cioè ridurre al minimo gli abbassamenti con un massimo di addensamento, sembrerebbe poter essere raggiunto qualora si pervenisse in situ ad un addensamento del materiale assai prossimo a quello desunto dai noti saggi Proctor (1) e AASHO, in rapporto alle reali condizioni, di compattazione prima e di sollecitazione poi, del terreno in esame. Questo problema, che si pone in termini di crescente interesse dalle terre migliori alle peggiori (in termini di classifica H.R.B.) dal sottosuolo agli strati superficiali, e che dà luogo all'atto esecutivo a tutta una gamma di accorgimenti

(1) R. PROCTOR: *Fundamental Principles of Soil Compaction*, «Engineering News Record», N. 9, 1933.

tecniche, presenta alcuni aspetti singolari che meritano qui essere messi in luce.

1. — L'esame generale del fenomeno del costipamento ci permette di osservare come la legge di variazione della densità secca del materiale in funzione dell'e-

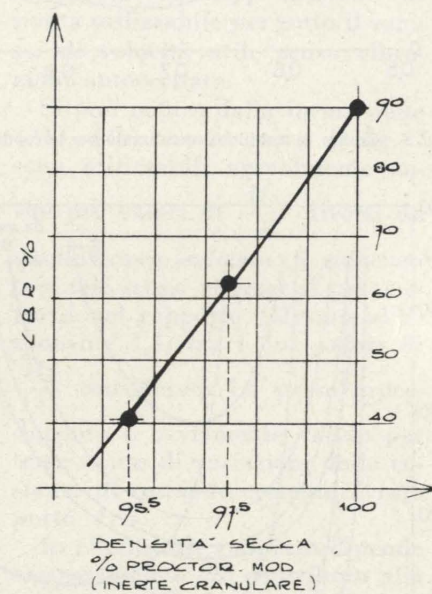


Fig. 2 - Variazione dell'indice CBR con la densità secca espressa in % dell'optimum AASHO mod. su terreno a contenuto ghiaioso (Cambourmac).

nergia di costipamento abbia un andamento a carattere asintotico.

Tale andamento è giustificato dalla progressiva diminuzione percentuale dei vuoti nell'ammasso terroso, intendendo con « vuoto » il volume V_1 non occupato dal materiale secco di peso G_s , e quindi occupato dal volume d'acqua V_a e d'aria V_v , e cioè:

$$(1) \quad V_1 = V_a + V_v$$

che riferito al peso del secco diviene

$$(2) \quad \frac{V_a + V_v}{G_s} = \frac{w + v}{100}$$

ove in accordo agli usuali simboli w è il contenuto in acqua v la percentuale dei vuoti, riferita al peso del secco.

Per ogni materiale il minimo dei vuoti d'aria è teoricamente definito dalla « curva limite d'energia », tracciata sul diagramma γ_s/w che può venir dedotta sperimentalmente come luogo delle densità secche limiti per contenuti di umidità costanti.

Una osservazione si pone a questo punto.

L'esame del fenomeno di costipamento sulle curve Proctor, trac-

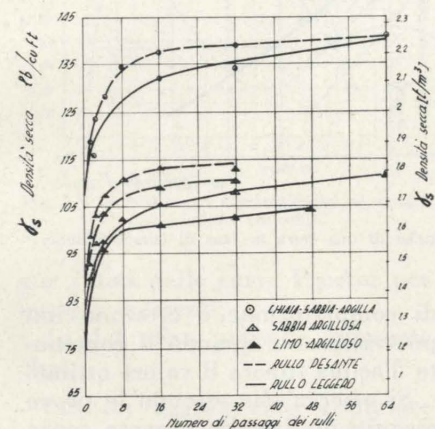


Fig. 3 - L'addensamento in situ per diversi tipi di terreno in rapporto all'energia di compattazione.

ciate nel diagramma γ_s/w per una data energia ci indurrebbe a considerare un addensamento finale rapidamente raggiunto in funzione di tale energia e del contenuto in acqua iniziale. Infatti una volta pervenuti al valore ottimale di γ_s (sul vertice di una curva Proctor) il relativo addensamento finale è ricavabile sulla curva limite di energia.

L'addensamento in situ risulta invece aumentare nel tempo, per successivi incrementi del lavoro di costipamento e tendere ad un valore asintotico *caratteristico* dell'insieme granulare, e cioè proprio del materiale impiegato (fig. 3).

La reale variazione della densità secca è un problema che ha all'atto pratico un cospicuo interesse per l'esame dei problemi connessi con la compattazione prolungantesi nel tempo (dall'esercizio stradale al carico indotto da opere permanenti, sino ai fenomeni di consolidamento degli ammassi coerenti). Sembra pertanto il caso di esaminare il fenomeno attraverso una espressione che, come propone Nevitt (2), meglio si

(2) H. G. NEVITT, *A theory of compaction*, Kansas City, 1964.

adatti alla interpretazione fisica del fenomeno. Tale espressione fornisce la variazione dell'indice dei vuoti in funzione dell'energia:

$$(3) \quad \frac{de}{dE} = K (e - e_0)^n$$

in cui si è indicato con

$$(3') \quad e = \frac{V_a + V_v}{V_G}$$

l'indice dei vuoti, con E l'energia di costipamento, e_0 il valore asintotico dell'indice dei vuoti, K ed n due costanti del fenomeno dipendenti dalla natura del materiale e dal suo assortimento granulometrico.

L'espressione può venire facilmente integrata dopo separazione delle variabili:

$$(4) \quad \frac{de}{K(e - e_0)^n} = dE$$

$$(4') \quad \int \frac{de}{K(e - e_0)^n} = \int dE$$

e quindi in definitiva

$$(5) \quad \frac{1}{K} \frac{1}{(1-n)(e - e_0)^{n-1}} = E + cost$$

in cui la costante può intendersi pari all'energia presente inizialmente nel terreno per la sua compattezza allo stato « soffice ».

Se si ammette in prima approssimazione un valore di $n=2$, si perviene alla soluzione in termini adimensionali (3):

$$(6) \quad (e - e_0) = \frac{K_S}{1 + E/E_S}$$

in cui $K_S = \frac{1}{K E_S}$

Tale costante possiede termini indipendenti dal tipo di energia di compattazione applicata al terreno ed è quindi funzione delle caratteristiche fisico-meccaniche del materiale soffice (o allo stato iniziale).

L'asintoto di e indicato come e_0 assume un valore deducibile dal confronto della (2) con la (3') ed esattamente

$$(7) \quad e_0 = \gamma \left(\frac{w + v_0}{100} \right)_0$$

essendo γ il peso specifico reale dei grani.

Pertanto esso potrà assumere un valore compreso fra:

$$(7') \quad e_0' = \gamma \left(\frac{w + v_0}{100} \right)$$

(3) La posizione $n=2$ sarà perfettamente giustificata sulla base dei risultati sperimentali.

$$(7'') \quad e_0'' = \gamma \left(\frac{w_0 + v_0}{100} \right)$$

in cui v_0 è ancora la percentuale dei vuoti sulla curva limite di energia, e w_0 è un valore limite del contenuto d'acqua, inferiore al w iniziale.

La determinazione di v_0 come già detto è relativamente semplice essendo tale termine pari alla quantità di vuoti d'aria relativa alla curva limite di energia.

La determinazione di w_0 è più complessa essendo questo termine funzione della diversa permeabilità dei terreni in relazione alle condizioni di drenaggio generico.

Se l'aggregato granulometrico viene costipato con piccole energie di costipamento e con possibilità di drenaggio è possibile che w si mantenga costante ($w_0 = w$) avendo ottenuto soltanto una riduzione dei vuoti d'aria (v tendente a v_0) e la densità secca del materiale tenderà a γ'_{s_0} pari a:

$$(8) \quad \frac{1}{\gamma'_{s_0}} = \frac{1}{\gamma} + \frac{w + v_0}{100} = \frac{1}{\gamma} (1 + e_0')$$

Per energie di costipamento tendenti all'infinito, w tende a w_0 e l'effetto costipante addensa il materiale con espulsione d'acqua, sino ad un max di γ_s pari γ''_{s_0} cui corrisponde un valore e_0'' . Entrambi tali termini sono caratteristiche limitati di un dato materiale.

Nel caso di insieme granulometrico non drenato, anche se altamente permeabile, si ha in accordo con le teorie sin qui annunciate, un incremento di γ_s variabile con l'energia secondo la legge

$$(9) \quad \frac{\gamma'_{s_0} \gamma_s}{\gamma_s - \gamma_s} = K \gamma (E + cost) = K' (E + E_S)$$

deducibile in modo diretto dal confronto fra la (6) e la (8) e che rappresenta il raggiungimento di un γ'_{s_0} per $w = cost$. Se il terreno è drenato l'addensamento tende all'asintoto γ''_{s_0} con la legge

$$(9') \quad \frac{\gamma'_{s_0} \gamma_s}{\gamma''_{s_0} - \gamma_s} = K' (E + E_S)$$

2. — Una siffatta interpretazione del fenomeno si presta ad interessanti applicazioni, atte a dare

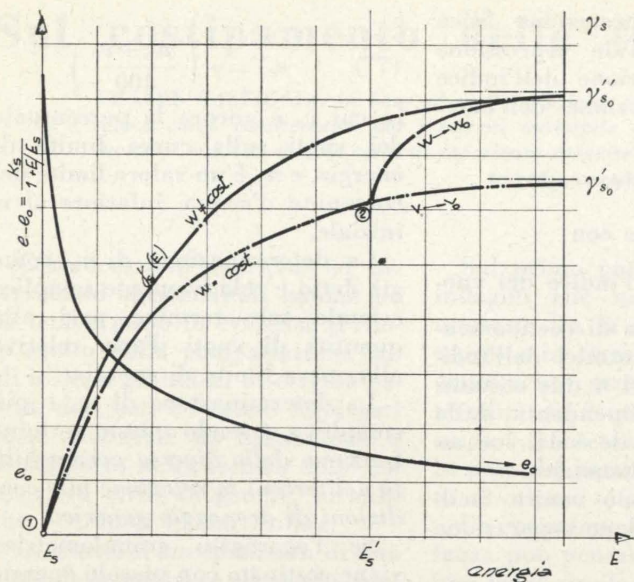


Fig. 4 - Leggi di variazione dell'Indice dei vuoti e della densità secca.

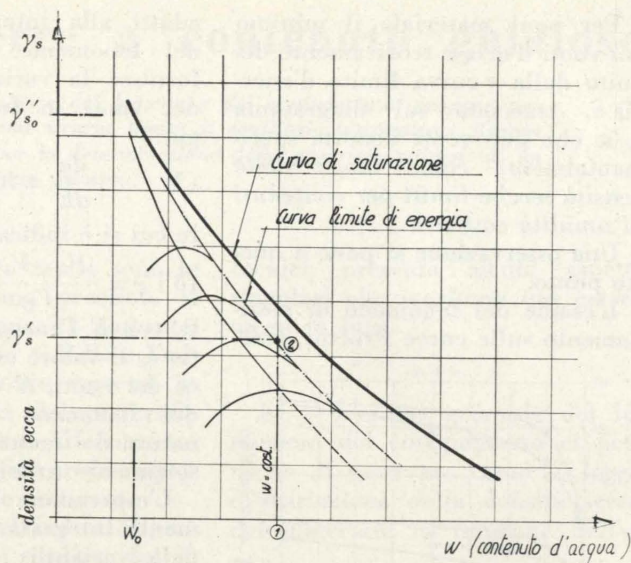


Fig. 5 - Curve caratteristiche di una terra in fase di compattazione.

un quadro sintetico di tutti i fenomeni di costipamento in rapporto alla permeabilità delle terre, sino al caso limite del consolidamento degli ammassi argillosi.

Se si ammette di raggiungere la curva limite dell'energia nel punto γ'_{s_0} individuato con i simboli introdotti da

$$\frac{1}{\gamma'_{s_0}} = \frac{1}{\gamma} + \frac{w + v_0}{100}$$

e che in sito il gradiente idraulico, generato da una compattazione o da un consolidamento, sia positivo rispetto al livello statico della falda freatica (o comunque rispetto ai circostanti strati terrosi) si avrà, sostituendo nella (6):

$$(11) \quad e'_0 - e''_0 = \gamma \left(\frac{w - v_0}{100} - \frac{w_0 - v_0}{100} \right)$$

e quindi

$$(12) \quad \frac{w - w_0}{100} = \frac{K'_s}{1 + E/E_s}$$

il che ci permette di osservare come:

— incrementando l'energia di costipamento dopo raggiunto il minimo quantitativo di vuoti d'aria ($v_0 = \text{cost.}$) l'addensamento del materiale avviene seguendo la curva limite di energia. Cioè mentre la legge γ_s/E segue un andamento asintotico verso un valore γ'_{s_0} caratteristico (fig. 4), la legge w/E ha la stessa forma dell'iperbole equilatera determinata come luogo dei γ_s max in funzione del contenuto in acqua (fig. 5).

Riteniamo infine che se il fenomeno del drenaggio può considerarsi che inizi (come in effetti avviene per ragioni costruttive) a partire da un punto di ottimo della curva Proctor, la curva γ_s/w tende all'incontro con la curva limite di energia sino al punto γ'_{s_0}/w_0 , caratteristico del materiale, seguendo una curva che può considerarsi tracciata da tutti i max delle curve Proctor relative alla variazione di energia costipante.

Infatti se per un aumento di energia ci si sposta verso valori del γ_s ottimo precedente raggiunto a $w = \text{cost.}$ si perviene immediatamente ad un punto posto su una curva al di là del w ottimo e quindi il terreno dovrebbe istantaneamente modificare le costanti caratteristiche del suo schema reologico, per una cospicua variazione della sua capacità di reazione elastica. Tale proprietà può dedursi dalle ricerche AASHO (4) di cui alla fig. 6. Si può infatti osservare che per ognuna delle energie di compattazione iniziali le deformazioni elastiche (chiamate nella ricerca originale « resilienti ») sono piccole per i campioni compattati con un contenuto d'acqua inferiore all'ottimo corrispondente a quella particolare energia

(4) H. B. SEED - C. K. CHAN - C. E. LEE, Resilience characteristics of subgrade soils and their relation to fatigue failures in asphalt pavements, International Conference, University of Michigan, Ann Arbor, August 1962.

di compattazione e crescono improvvisamente quando il contenuto d'acqua supera il valore ottimo.

Si osserva che essendo le prove eseguite in fustella, quanto sopra può avvenire solo se vi è assoluta

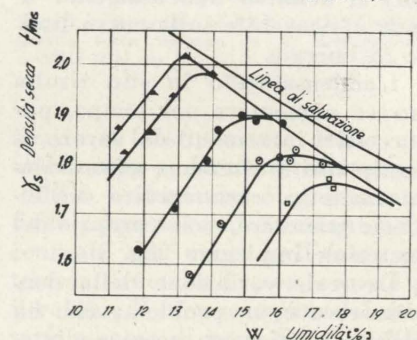
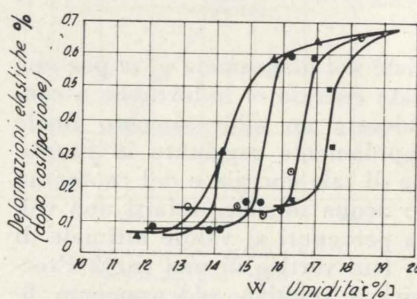


Fig. 6 - Caratteristiche plastiche ed elastoplastiche di un terreno al variare dell'umidità (Seed-Chan-Lee).

assenza di dreno, mentre in terreni drenati un rapido accrescersi delle proprietà elastiche del materiale provoca una egualmente brusca diminuzione del rendimento dell'operazione di costipamento, un maggior gradiente idrostatico e per conseguenza una variazione del contenuto in acqua, facilitata

dal fatto che il fenomeno si accompagna ad un rapido aumento della permeabilità (fig. 7).

Il fenomeno ha invece il suo equilibrio istante per istante sempre e solo se la variazione γ_s/w se-

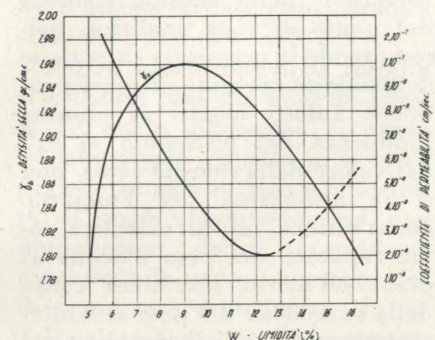


Fig. 7 - Densità secca e permeabilità al variare dell'umidità. (Bucchi).

gue i max delle curve Proctor per energie crescenti.

In definitiva potremo supporre che:

— in un agglomerato granulare permeabile la legge di variazione γ_s/w per energie di costipamento sempre crescenti segue una curva limite indicabile con la curva limite di equilibrio idrostatico.

Risulta pertanto incompleta l'affermazione della necessità di compattare a più basse percentuali dell'ottimo Proctor il terreno in modo da minimizzare le reazioni elastiche (provocando le reazioni elastiche fenomeni di fatica). È invece necessario graduare granulometricamente la terra impiegata onde assicurare una certa permeabilità e curarne infine le possibilità di drenaggio.

3. — È logico pensare che il valore di γ'_{s_0} è una costante delle terre e che possa essere più o meno rapidamente raggiunto in funzione dell'assortimento granulometrico dei grani costituenti l'ammasso terroso. È certo indubbio che il comportamento di una terra sotto carichi ripetuti dipende dal rapporto $\gamma'_{s_0}/\gamma'_{s_0}$ ed in linea di pratica applicazione del valore del γ_s iniziale rispetto al γ'_{s_0} . Nelle terre sabbiose o ghiaiose con assortimento piuttosto uniforme tali rapporti sono assai prossimi all'unità, per cui si hanno delle curve Proctor appiattite e una curva limite di

equilibrio idrostatico prossima alla curva limite di energia.

Sono quindi terreni di tale tipo che vanno preferiti ove possibile, e ad essi quindi si è rivolta la nostra indagine sperimentale.

Le esperienze in corso confermano ampiamente quanto sopra indicato. Esse però urtano preliminarmente su alcune difficoltà di carattere generale relative alle incertezze sulla validità del saggio Proctor di compattazione per i materiali a contenuto ghiaioso.

4. — Il dubbio è già stato espresso in termini teorici da Caquot e Kerisel (5) ed in termini di ricerca sperimentale dal Lambe (6) (figura 8), ed ha il suo fondamento in una rigorosa analisi storica degli studi originali del Proctor.

Le principali incertezze sulla questione possono essere così sintetizzate:

- quantità e natura dell'energia impiegata in sito e nella prova;
- granulometria delle terre integra o ridotta;
- ammasso indefinito in sito ed effetto parete nella fustella.

Tralasciando di esaminare il primo, diremo che il secondo ed il terzo punto, strettamente legati fra loro, formano il principale oggetto del nostro studio sperimentale.

Ricordiamo come, per quanto riguarda la granulometria delle terre impiegate come supporto di pavimentazioni rigide (come ad esempio pavimentazioni industriali) od in genere nelle costruzioni idrauliche e stradali l'impiego di un diametro max di 2" o 3" è da considerarsi normale, mentre i saggi di laboratorio vengono eseguiti su materiali setacciati al n. 4 ASTM (4,76 mm) o al 3/4" (19,05 mm). Ciò in relazione al fatto che la presenza di grani di maggiori dimensioni altera completamente l'effetto della compattazione nelle fustelle a volume ridotto (Proctor da 945 cm³ ed AASHO da 2.125 cm³). Il diagramma del Lambe di fig. 8 mostra l'effetto relativo di

(5) CAQUOT e KERISEL, Mécanique des Sols, Paris 1956.

(6) W. LAMBE, Soil Testing for Engineers, N. Y. 1965.

un diverso « taglio » granulometrico sullo stesso terreno.

Pertanto solo per tali materiali (passanti ai setacci 4 e 3/4") le prove di laboratorio vengono eseguite su materiale integrale, mentre le altre sono state proposte in alternativa delle correzioni sperimentali o matematiche.

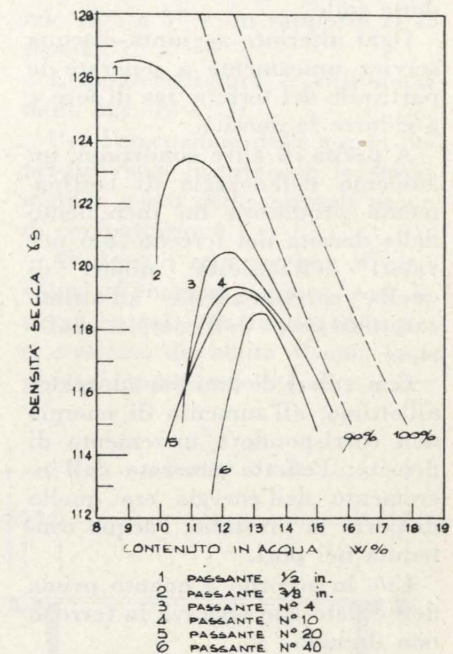


Fig. 8 - Curve Proctor relative al diverso taglio granulometrico sullo stesso terreno.

5. — La situazione generale relativa agli studi e alle proposte fatte in campo normativo per i controlli della compattazione può così riassumersi:

Inizialmente (1933) Proctor introduceva un metodo di controllo del costipamento dei terreni e proponeva la normalizzazione di una apparecchiatura di laboratorio avente $\varnothing = 10,16$ cm $h = 11,66$ cm.

Il Proctor si trovava in quegli anni impegnato nello studio e progettazione di alcune dighe in terra compattata da realizzare nello Stato di California e mise a punto un metodo di progettazione basato sulle prove di laboratorio che oggi portano il suo nome.

Il materiale da usare in sito per eseguire tali dighe in terra era prevalentemente costituito da terreni a granulometria fine, cioè limi sabbiosi e argillosi.

Dovendo trattare tali terreni il Proctor standardizzò un modo di controllo della compattazione oggi universalmente riconosciuto.

Egli notò che nei terreni coerenti, per bassi valori dell'umidità, il terreno si aggrumava in zolle frantumabili con fatica che ostacolavano il costipamento sotto l'azione di una massa compattante.

Aumentando il contenuto d'acqua si facilitava, in un primo tempo, il rilassamento e la rottura di dette zolle.

Ogni ulteriore aggiunta d'acqua serviva unicamente a separare le particelle del terreno tra di loro e a ridurre la densità.

A parità di altre condizioni, un aumento dell'energia di costipamento produceva un incremento delle densità del terreno solo per valori dell'umidità minori di quella corrispondente all'ottimo caratteristico dell'energia inferiore.

Con valori di umidità superiore all'ottimo, all'aumento di energia non corrispondeva incremento di densità; l'effetto generato dall'incremento dell'energia era quello di porre in pressione l'acqua contenuta nei pori.

Ciò, in accordo a quanto prima detto, dato che operava in terreno non drenato.

Hogentogler (Stabilized Soil Roads — Public Roads 1936 — Maggio) prendendo in considerazione l'umidità volumetrica

$$W_v = \frac{100 W \cdot \gamma}{100 + W \cdot \gamma}$$

in luogo dell'umidità (W) riscontrava che la curva della densità secca abbandonava la caratteristica forma a campana e si trasformava in una spezzata, i cui vertici individuano molto precisamente i limiti di quattro differenti stati di umidità caratteristici della terra (fig. 9).

6. — Alle prove Proctor Standard iniziali si sono aggiunte successivamente le prove « modificate » che per gli stessi materiali hanno portato l'energia di costipamento da 6,5 a 27,53 kgcm/cm³ (7).

La limitazione posta dall'uso della fustella originaria del Proctor consiste nel fatto che essa è

(7) Norme AASHO Standards Specifications for Highway Materials and Methods of Sampling and Testing 1947.

stata studiata per un terreno avente $\varnothing \text{ max} = 4,76 \text{ mm}$.

Verificandosi intanto l'uso più frequente di materiale avente $\varnothing > 4,76$ e di più energiche compactazioni si estendeva il campo di controllo in laboratorio introducendo la fustella AASHO avente $\varnothing = 15,24 \text{ cm}$ e $h = 11,66 \text{ cm}$, atta a materiali con grani sino a $\frac{3}{4}$ ".

Per il controllo del materiale avente $\varnothing > \frac{3}{4}$ ", non si è proceduto

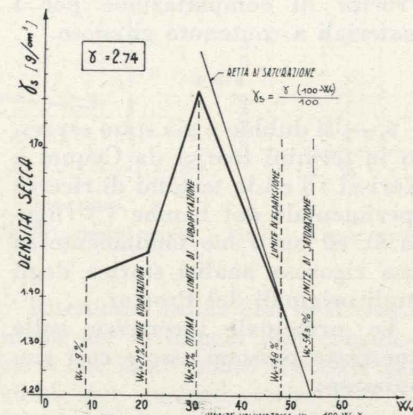


Fig. 9 - Stati limiti di un terreno secondo Hogentogler.

sin qui ad un'ulteriore modifica delle apparecchiature di laboratorio ma, adoperando quelle già esistenti, si cerca di correggerne i risultati.

La soluzione proposta dall'ASTM è affidata all'uso di una formula matematica la quale permette di ridurre l'eccessivo valore in situ o di incrementare lo scadente valore del laboratorio. Tale formula è:

$$\gamma_{tot} = \frac{1}{\frac{P}{\gamma} + \frac{1-P}{\gamma_s}}$$

dove:

γ_{tot} = densità secca del materiale integrale;

P = percentuale del tratt. ai $\frac{3}{4}$ " del materiale totale espressa in decimale

γ_s = densità secca max della frazione $\frac{3}{4}$ ";

γ = peso specifico reale del tratt. al $\frac{3}{4}$ ".

L'inconveniente di tale formula risulta dal fatto che mentre in teoria la sua applicazione non ha limiti, in pratica essa può essere ri-

tenuta valida solo quando il valore della % di ghiaia non supera il $20 \div 25\%$.

Si può ancora osservare che la correzione della densità, rigorosa dal punto di vista analitico, non comprende la necessaria correzione dell'umidità percentuale corrispondente. Infatti mentre si elimina l'influenza del trattenuto ai $\frac{3}{4}$ " dal valore della densità secca, non si fa altrettanto per l'umidità. Quest'ultima, infatti calcolata come rapporto del peso d'acqua al peso dell'inerte, non tiene conto della variazione del peso dell'inerte conseguente all'eliminazione del trattenuto ai $\frac{3}{4}$ ".

In ambito convenzionale si è anche pensato di « integrare » il terreno in laboratorio sostituendo alla % in peso di trattenuto al $\frac{3}{4}$ un uguale valore di compreso fra $\frac{3}{4}$ " e 4,76 mm, ma con risultati assai dispersi.

7. Occorreva pertanto cercare un metodo che permettesse di estendere ai terreni ghiaiosi gli studi per la determinazione diretta e il successivo controllo dei valori di densità secca e umidità ottima.

Tale metodo è stato ricercato per via sperimentale seguendo due tappe successive:

- verificare se le attuali modalità di controllo del grado di costipamento, basate su una sperimentazione su terreno convenzionalmente modificato, abbiano una reale validità (egualianza dei valori delle densità secche) per tutti i tipi di terreni impiegabili ovvero se le leggi così dedotte non siano applicabili che entro un campo assai ristretto;

- proporre un'apparecchiatura ed un metodo sperimentale che, operando su materiale integrale permetta l'esame diretto di ogni tipo di materiale impiegabile, ed una valida normativa.

7.1. Descrizione dell'apparecchiatura di prova.

L'apparecchiatura di prova è stata progettata in maniera da po-

ter innanzi tutto riprodurre su materiali $\varnothing \text{ max } \frac{3}{4}$ " integrali con la massima fedeltà i risultati delle normali prove di compactazione di laboratorio (Proctor, AASHO, ecc.) ed operare altresì su campioni di terreno aventi diametro massimo dei grani di 2" o 3".

Per la dimensione della fustella si è tenuto presente l'effetto parete (il quale differenzia la prova in laboratorio rispetto alla costipazione in situ su masso indefinito) il quale condurrebbe ad una diminuzione della compattezza raggiungibile per un aumento del diametro max degli inerti.

Il valore limite perché siano trascurabili questi effetti è dato dal rapporto $D/R=1$ in cui D è il diametro max dell'inerte (in un materiale a curva granulometrica con-

tinua) ed R è il raggio medio della fustella, secondo la definizione del Caquot (rapporto fra il volume della fustella e la superficie delle pareti che la formano).

Esaminando le fustelle Proctor normale ed AASHO modificata, si ottengono rispettivamente dei valori di D/R pari a 0,25 e 0,80 considerando diametri massimi dell'inerte di 4,76 e 19,05 rispettivamente per la prima e la seconda prova.

Pertanto si può affermare che nei campi granulometrici dichiarati esplorabili con le suddette prove, l'effetto parete non turba macroscopicamente il risultato statistico della prova (in senso più lato dall'analisi delle prove eseguite può dedursi una legge matematica γ_s/W).

Non così può affermarsi per granulometriche estendentesi sino a 2" per le quali occorre (posto ogni strato pari a circa 1,5 volte il $\varnothing \text{ max}$ e una compactazione in 3 strati) un volume della fustella pari all'incirca a 20.000 cm³ per un rapporto $D/R=0,8$ ed un volume di circa 30.000 cm³ per granulometriche sino a 3" e un rapporto D/R pari ad 1.

L'apparecchiatura è riprodotta nelle figg. 10 e 11.

Per l'esecuzione delle prove l'energia viene fornita con lo stesso metodo usato nelle normali prove di compactazione.

Al fine di operare con diversi valori d'energia, oppure con la stessa energia ma impiegando pesi e altezze di caduta diversi, l'apparecchiatura consente di variare

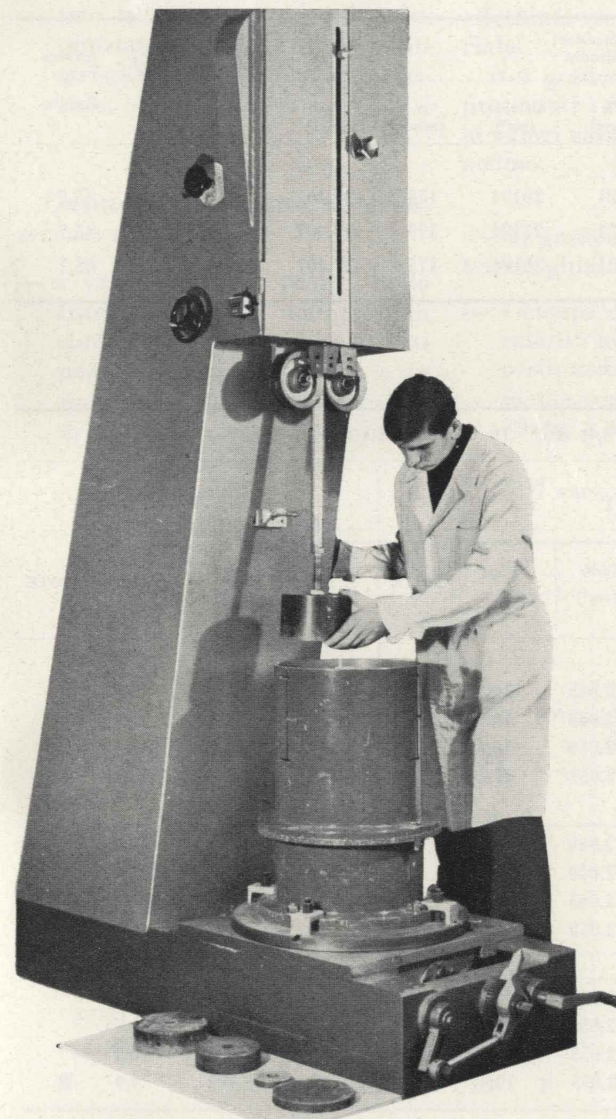


Fig. 10 - Nuova apparecchiatura di costipamento.

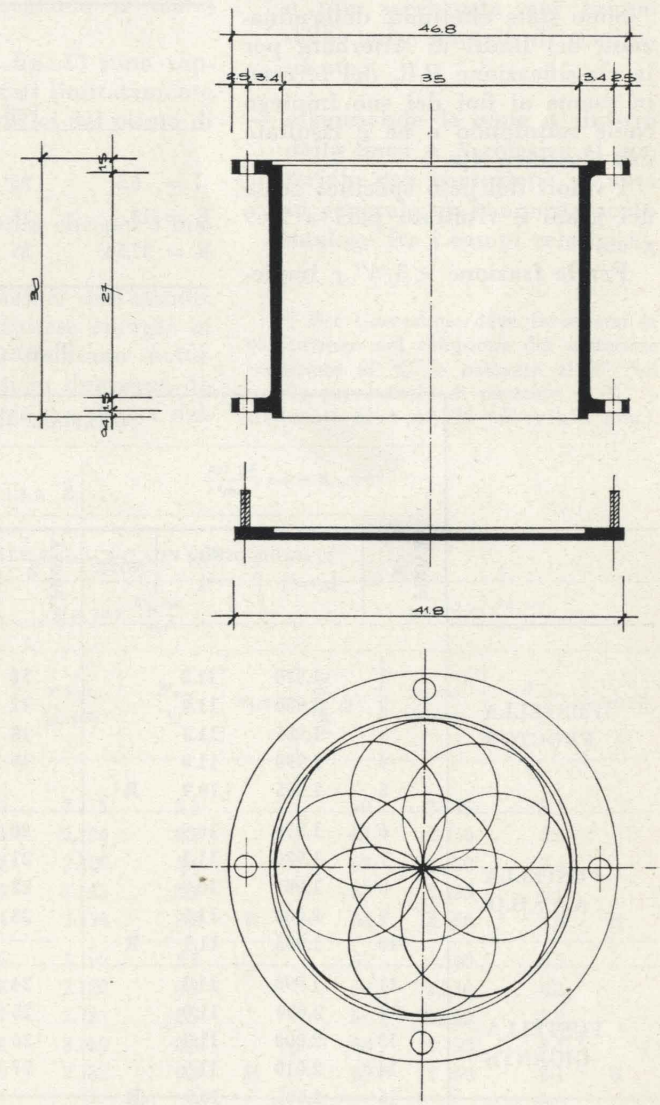


Fig. 11 - Fustella gigante ($\varnothing \text{ max}$ grani = 3").

le seguenti grandezze: peso del pestello, altezza di caduta, numero degli strati, numero di colpi per strato.

7.2. Terra esaminata ed esperienze.

Tutte le prove di laboratorio sono state condotte impiegando lo stesso terreno base.

Il suo fuso granulometrico è tutto compreso nel fuso suggerito dalle norme ASTM (D 556, 557, 40 T) per gli strati di base ($\varnothing_{max} = 2''$).

Considerando la composizione granulometrica limitatamente ad $< 3/4''$, il valore della percentuale di $> 4,76$ mm è stato mantenuto intorno al 50% allo scopo di verificare i risultati della compattazione con la correzione matematica che, come si è visto è ritenuta valida sino a valori massimi del $20 \div 25\%$.

Sono state effettuate determinazioni dei limiti di Atterberg per la classificazione P.R. del terreno in esame ai fini del suo impiego come sottofondo e ne è risultata una classifica A_{1a} .

I valori del peso specifico reale dei grani è risultato pari a $2,69 \text{ g/cm}^3$.

Per la frazione $< 3/4''$ e impie-

gando le fustelle Proctor e AASHO la preparazione del campione venne effettuata secondo le norme ASTM citate.

La distribuzione uniforme dell'umidità all'interno del campione è stata ottenuta usando una mescolatrice ad asse verticale (tempo di mescolamento di $10'$).

7.3. Programma delle indagini.

Le indagini sono state condotte allo scopo di individuare le seguenti proprietà delle terre, in assoluto e in rapporto ai diversi tipi di fustelle impiegati:

— Riproducibilità e reimpiego del materiale su materiale fine e su frazione $< 3/4''$ (corretto o meno).

— Definizione delle caratteristiche ($\gamma_s - W$) del materiale ghiaioso integro, in rapporto alla

variazione delle modalità sperimentali.

8. SVOLGIMENTO DELLE PROVE E RISULTATI.

8.1. Riproducibilità e reimpiego del materiale.

8.1.1. Frazione fine ($< 4,76$ mm).

Al fine di individuare i valori ottimali ($\gamma_s - W$) propri della frazione fine del materiale in studio, sono state effettuate n. 39 prove secondo lo schema riprodotto nella tabella 1.

Le prove su fustella PROCTOR e AASHO sono state eseguite secondo le norme ASTM (Procedures for Testing Soils 4/1958).

Le prove su fustella gigante sono state invece eseguite secondo lo schema seguente:

	Dimensioni cilindro			Pestello		N° strati	TOTALE COLPI	Altezza di Caduta
	\varnothing (cm)	h (cm)	Volume (cm ³)	\varnothing (mm)	Peso (Kg.)			
E = 6,5	35	21	20194	175	17,407	3	165	45,7
E = 13	35	21	20194	175	17,407	3	330	45,7
E = 27,54	35	21	20194	175	17,407	3	581	45,7

TABELLA 1.

	MATERIALE $\varnothing_{max} = 4,75$ mm (R = mat. reimpiegato)											
	$E = 6,5 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$				$E = 13,0 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$				$E = 27,53 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$			
	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE
FUSTELLA PROCTOR	1	1.970	11.2		16	2.045	10.7		28	2.088	9.9	
	2	1.980	11.0		17	2.048	10.4		29	2.090	10.1	
	3	1.985	11.3		18	2.050	10.6		30	2.095	10.1	
	4	1.990	11.0		19	2.051	10.4	R	31	2.099	10.0	R
	5	1.995	10.9	R								
FUSTELLA A.A.S.H.O.	6	1.970	10.9		20	2.040	10.4		32	2.084	10.0	
	7	1.980	11.1		21	2.040	10.6		33	2.090	10.2	
	8	1.985	10.9		22	2.045	10.6		34	2.091	10.0	
	9	2.000	11.5		23	2.050	10.5	R	35	2.095	9.9	R
	10	1.995	11.1	R								
FUSTELLA GIGANTE	11	1.990	11.3		24	2.040	10.5		36	2.095	10.2	
	12	2.000	11.0		25	2.050	10.7		37	2.098	10.2	
	13	2.000	11.3		26	2.055	10.6		38	2.103	10.2	
	14	2.010	11.5		27	2.055	10.4	R	39	2.103	9.9	R
	15	2.005	10.9	R								

Alcune prove sono state effettuate reimpiegando il materiale.

Nel grafico di fig. 12 sono rappresentati i risultati limitatamente ai valori caratteristici del punto di ottimo.

Relativamente ai soli materiali fini risulta che:

— i valori dell'ottimo si sono concentrati in tre campi ben definiti e distinti fra loro per i diversi valori dell'energia di costipamento;

— all'interno di ciascuno dei tre campi si notano differenze trascurabili ($1 \div 2\%$) fra i valori ottimali caratteristici per le differenti fustelle;

— il materiale reimpiegato, trattato alla mescolatrice ha denunziato gli stessi valori caratteristici del materiale originale.

Quanto sopra ci consente di osservare che:

— i valori ottimali propri della frazione fine del materiale in studio sono pressoché costanti per i tre tipi di fustelle e in questo senso si può parlare di effettiva « riproducibilità »,

con la fustella gigante proposta, delle prove su frazione fine per tutti i valori dell'energia di costipamento;

— l'effetto del reimpiego del materiale, nel caso specifico della frazione fine, è trascurabile.

8.1.2 Frazione $< 3/4''$.

Al fine di individuare i valori ottimali propri della frazione $< 3/4''$ del materiale in studio con correzione (8) e senza, sono state effettuate n. 54 prove secondo lo schema riprodotto nelle tabelle 2 e 3.

Le modalità di prova sono state mantenute uguali a quelle del punto 8.1.1.

Le prove nn. 44, 49, 54, 59, 64, 69, 73, 77, 81, 85, 89, 93 sono state effettuate reimpiegando il materiale.

Nel grafico di fig. 13 sono rappresentati i risultati limitatamente ai valori caratteristici del punto di ottimo.

Dal grafico risulta che per i materiali ghiaiosi:

— i campi dei valori dell'ottimo, relativi alle diverse energie di costipamento, risultano nettamente separati in due zone distinte, a sinistra e a destra del-

la linea A A, secondo che il materiale impiegato fosse con o senza correzione.

Esaminando la zona a destra della linea A A relativa al materiale senza correzione si nota:

— i valori dell'« ottimo » sono concentrati in tre campi ben definiti e distinti fra loro per i diversi valori dell'energia di costipamento;

— all'interno di ciascuno dei tre campi si notano differenze trascurabili ($1 \div 2\%$) fra i valori ottimali caratteristici per le differenti fustelle;

— i punti caratteristici del materiale reimpiegato fuoriescono dai campi dei materiali non reimpiegati. Tale caratteristica è più accentuata nel campo delle basse energie di costipamento;

— esaminando la zona a sinistra della linea A A relativa al materiale con correzione si nota in generale un comportamento analogo fra i campi relativi al-

(8) Per Correzione deve intendersi la sostituzione nel campione del materiale trattenuto al $3/4''$ e passante al $2''$ con eguale percentuale di passante al $3/4''$ e trattenuto al 4 ASTM ($\varnothing = 4,76$ mm.).

TABELLA 2.

	MATERIALE $\varnothing_{max} = 3/4''$ CON CORREZIONE											
	$E = 6,5 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$				$E = 13,0 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$				$E = 27,53 \frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^2}$			
	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %	NOTE
FUSTELLA A.A.S.H.O.	40	2.040	8.9		50	2.115	8.3		60	2.145	8.1	
	41	2.050	8.6		51	2.120	8.5		61	2.150	8.3	
	42	2.050	8.8		52	2.120	8.6		62	2.150	8.4	
	43	2.060	8.6		53	2.125	8.3		63	2.155	8.0	
	44	2.070	8.5	R	54	2.130	8.2	R	64	2.160	8.0	R
FUSTELLA GIGANTE	45	2.047	8.8		55	2.105	8.5		65	2.140	8.3	
	46	2.060	8.8		56	2.120	8.3		66	2.150	8.2	
	47	2.060	8.7		57	2.125	8.5		67	2.155	8.2	
	48	2.055	8.7		58	2.130	8.5		68	2.155	8.1	
	49	2.075	8.5	R	59	2.132	8.2	R	69	2.160	8.1	R

R = materiale reimpiegato.

TABELLA 3.

MATERIALE $\phi_{max} = 3/4''$ SENZA CORREZIONE											
$E = 6.5 \frac{kg \cdot cm}{cm^3}$				$E = 13.0 \frac{kg \cdot cm}{cm^3}$				$E = 27.53 \frac{kg \cdot cm}{cm^3}$			
PROVA N°	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE
FUSTELLA A.A.S.H.O.				FUSTELLA GIGANTE				FUSTELLA A.A.S.H.O.			
70	2.020	9.5		78	2.098	8.9		86	2.133	8.8	
71	2.030	9.5		79	2.100	9.0		87	2.137	8.9	
72	2.035	9.4		80	2.105	9.0		88	2.140	8.8	
73	2.045	9.3	R	81	2.113	8.8	R	89	2.148	8.7	R
FUSTELLA GIGANTE				FUSTELLA A.A.S.H.O.				FUSTELLA GIGANTE			
74	2.024	9.4		82	2.093	9.1		90	2.135	8.7	
75	2.025	9.6		83	2.095	9.0		91	2.138	8.7	
76	2.049	9.3	R	84	2.105	8.9		92	2.144	8.8	
77	2.030	9.4		85	2.110	8.9		93	2.146	8.6	R

R = materiale reimpiegato.

la stessa energia di costipamento. Raffrontando le due zone separate della A A si nota che a parità di energia di costipamento il ma-

teriale con correzione presenta valori di γ_s più elevati e valori di W inferiori.

Dall'interpretazione dei risultati si può concludere: — i valori ottimali propri della frazione $< 3/4''$ del materiale in studio sono pressoché co-

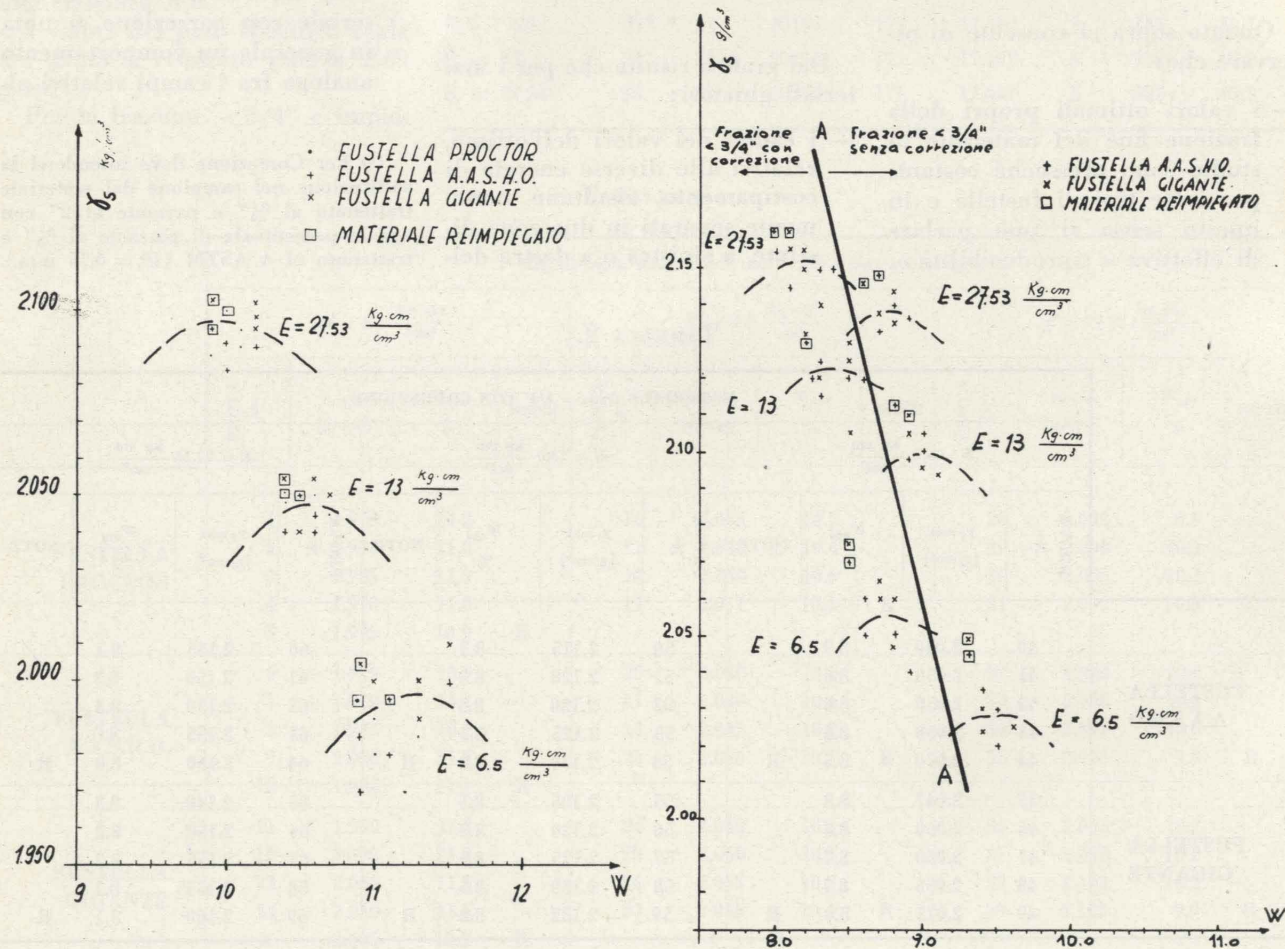


Fig. 12 - Studio riproducibilità frazione fine (< di 4,76 mm).

Fig. 13 - Studio riproducibilità frazione $< 3/4''$.

TABELLA 4.

MATERIALE $\phi_{max} = 2''$ (R = mat. reimpiegato)																
PESTELLO $\phi = 135 \text{ mm}$		$E = 6.5 \text{ kg cm/cm}^3$					$E = 13.0 \text{ kg cm/cm}^3$					$E = 27.53 \text{ kg cm/cm}^3$				
ALTEZZA DI CADUTA [cm]	PESO [kg]	PROVA N°	N° COLPI TOTAL.	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	N° COLPI TOTAL.	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE	PROVA N°	N° COLPI TOTAL.	$\gamma_s \text{ max}$ [g/cm³]	W_{opt} %	NOTE
45.7	38.292	94	75	2.165	8.7		108	150	2.188	8.2		122	318	2.223	7.8	
45.7	10.860	95	265	2.158	8.3		109	530	2.189	8.1		123	1122	2.219	7.7	
45.7	43.500	96	66	2.165	8.7		110	132	2.188	8.2		124	280	2.234	7.8	
45.7	39.962	97	72	2.170	8.7		111	144	2.194	8.1		125	305	2.218	7.7	
45.7	21.700	98	132	2.155	8.5		112	264	2.186	8.0		126	559	2.222	7.7	
45.7	32.600	99	88	2.170	8.5		113	176	2.192	7.9		127	373	2.219	7.6	
55.0	17.407	100	137	2.165	8.4		114	274	2.190	8.3		128	581	2.225	7.5	
24.5	32.600	101	165	2.164	8.6		115	330	2.193	8.2		129	699	2.228	7.7	
40.1	43.505	102	75	2.170	8.6		116	150	2.192	8.2		130	318	2.230	7.9	
53.2	32.600	103	75	2.168	8.3		117	150	2.198	8.1		131	318	2.226	7.3	
45.7	38.292	104	75	2.192	8.1	R	118	150	2.212	8.0	R	132	318	2.234	7.4	R
55.0	17.407	105	137	2.189	8.2	R	119	274	2.205	7.9	R	133	581	2.232	7.4	R
24.5	32.600	106	165	2.190	8.2	R	120	330	2.208	7.9	R	134	699	2.237	7.3	R
40.1	43.505	107	75	2.190	8.1	R	121	150	2.206	8.0	R	135	318	2.240	7.2	R

stanti per i due tipi di fustella impiegati e in questo senso si può parlare di effettiva « riproducibilità » della prova anche per la frazione $< 3/4''$ per la fustella gigante da noi proposta;

- l'effetto del reimpiego del materiale, che si era riscontrato trascurabile nello studio della frazione fine, risulta alquanto considerevole impiegando frazione $< 3/4''$ e pertanto è da sconsigliare il reimpiego del materiale;
- la correzione (detta anche integrazione) che in effetti corrisponde ad un aumento del % di ghiaia porta a valori di densità ottima più elevati a parità di energia di costipamento rispetto a quelli ottenuti sulla frazione $< 3/4''$ non corretta.

8.2. DEFINIZIONE DELLE CARATTERISTICHE ($\gamma_s - W$) DEL MATERIALE GHIAIOSO INTEGRO IMPIEGATO, IN RAPPORTO ALLA VARIAZIONE DELLE MODALITÀ SPERIMENTALI DEL COSTIPAMENTO.

Sono stati effettuati tre gruppi di prove con fustella gigante usan-

do differenti energie di costipamento, secondo lo schema riprodotto nella tab. 4.

Le prove avevano lo scopo di accertare se i valori ottimali ricavati con una data energia di costipamento, usando fustella gigante e materiale ghiaioso integro, erano da riferire a quelli ottenuti con pari energia usando invece fustelle PROCTOR e AASHO con introduzione di sola frazione del materiale integrale.

Per i diversi gruppi di prova a energia costante si è operato variando i valori dell'altezza di ca-

duta, peso del pestello e n. di colpi totali.

Per la fustella da 31 cm l'aumento del n. degli strati (da 3 a 5) eliminerà l'inconveniente della fustella da 21 cm nella quale si avrebbe lo spessore dello strato inferiore alla dimensione max dei grani.

Le prove nn. 104 ÷ 107, 118 ÷ 121, 132 ÷ 135 sono state effettuate reimpiegando il materiale.

Nel grafico di fig. 14 sono rappresentati i risultati limitatamente ai valori caratteristici del punto di ottimo.

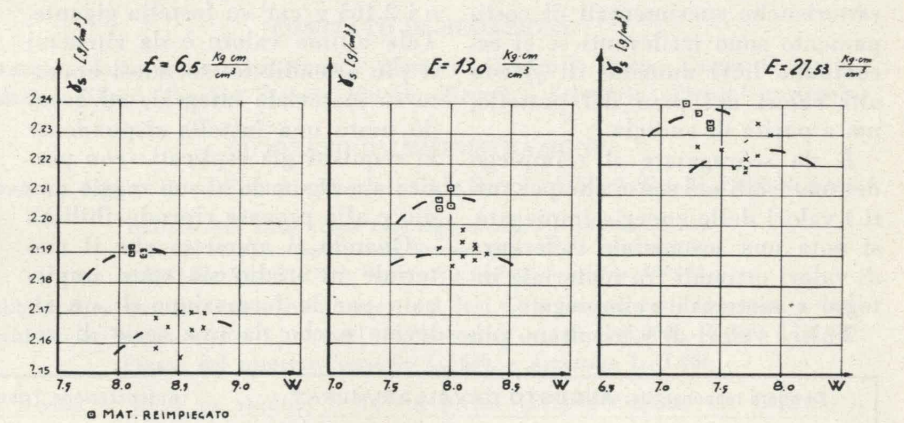


Fig. 14 - Definizione caratteristiche materiale ghiaioso integro.

Dal grafico risulta che:

- i valori dell'ottimo si sono concentrati in campi ben definiti e distinti fra loro per i diversi valori dell'energia di costipamento;
- all'interno di ciascuno dei tre campi a energia costante si notano differenze trascurabili fra i valori ottimali ottenuti variando sensibilmente i valori dell'altezza di caduta, del peso del pestello e del numero di colpi;
- si può notare un leggero incremento di γ_s quando, a parità di altri fattori, il peso del pestello cresce. Ciò collima con risultati di esperienze già effettuati;
- i punti caratteristici del materiale *reimpiegato* fuoriescono dai campi dei materiali non reimpiegati e si ottengono valori di γ_s e W_{opt} spostati in alto e a sinistra. Tale caratteristica è più accentuata nel campo delle basse energie;
- confrontando i risultati delle prove con quelli del punto 8.1.1. e 8.1.2. si nota come i valori ottimali ricavati con pari energia di costipamento, agendo su *materiale integrale*, su *frazione < 3/4"* e su *frazione < 4,76 mm* non sono assolutamente confrontabili fra di loro.

Dall'interpretazione dei risultati si può concludere:

I valori ottimali del materiale ghiaioso integro risultano ben definiti impiegando la fustella gigante. Le variazioni dei risultati in rapporto alla variazione delle caratteristiche sperimentali di costipamento sono irrilevanti se si eccettuano lievi aumenti di γ_s con alti valori del peso del pestello, ma a parità di energia.

È da scoraggiare il reimpiego dei materiali nel senso che per tutti i valori delle energie impiegate, si nota una sostanziale differenza di valori ottimali fra materiale integro e materiale reimpiegato.

Tutti i valori di γ_s risultano più

TABELLA 5.

PROVA	ENERG. [$\frac{\text{kg cm}}{\text{cm}^3}$]	FUSTELLA		\varnothing_{max} GRANI NELLA FUSTELLA	RISULTATI DI LABORATORIO		RIFER. No PROVA PRECED.	GRADO DI COSTIPAM
		\varnothing [cm]	ALTEZZA [cm]		γ_s max [g/cm ³]	W_{opt} %		
A	6.5	10.16	11.66	4.76 mm.	1.970	11.2	1	96,5 %
B	6.5	15.24	11.66	3/4"	1.980	11.1	7 (*)	83,4 %
C	6.5	15.24	11.66	4.76 mm.	2.020	9.5	70	94,1 %
D	6.5	15.24	11.66	3/4"	2.020	9.5	70 (**)	88,2 %
E	6.5	15.24	11.66	3/4" corretto	2.040	8.9	40	93,1 %
F	6.5	35.00	21.00	2"	2.165	8.7	94	87,7 %

CORREZIONE MATEMATICA

$$(*) \text{ Per } \varnothing > 4.76 \text{ mm} \quad \% = 52; \quad \gamma = 2.65 \text{ g/cm}^3 \quad \gamma_{tot} = \frac{1}{\frac{0.52}{2.65} + \frac{1-0.52}{1.98}} = 2.28 \text{ g/cm}^3$$

$$(**) \text{ per } \varnothing > 3/4" \quad \% = 26; \quad \gamma = 2.65 \text{ g/cm}^3 \quad \gamma_{tot} = \frac{1}{\frac{0.26}{2.65} + \frac{1-0.26}{2.20}} = 2.153 \text{ g/m}^3$$

alti e quelli di W più bassi dei corrispondenti valori ottenuti sulla frazione fine (< 4,76 mm) e sulla frazione < 3/4".

9. CONFRONTO FRA I RISULTATI OTTENUTI SU MATERIALE INTEGRALE E SU SUA FRAZIONE.

Sulla base delle prove effettuate possiamo ora fare un confronto fra i risultati ottenuti su materiale integrale e sulle sue frazioni, al fine di puntualizzare le eventuali divergenze.

Dalla tab. 5 è possibile notare come per lo stesso valore dell'energia al variare delle caratteristiche della fustella e del diametro massimo del materiale impiegato in laboratorio, si ottengono valori ottimali molto diversi.

Si hanno infatti valori di densità compresi fra 1,97 g/cm³ relativi alla prova su fustella Proctor e i 2,165 g/cm³ su fustella gigante. Tale ultimo valore è da ritenersi il più attendibile essendosi operato su materiale integrale ed avendo usato una fustella rispondente ai requisiti già espliciti (con particolare riguardo al suo raggio medio e alla provata riproducibilità).

Quando si ammetta che il materiale in studio sia stato impiegato per la formazione di un rilevato e che da una serie di ve-

rifiche fatte in situ si riscontri un certo valore della densità secca (p. es. 1,90 g/cm³) e che sia stato prescritto un grado di costipamento pari al 95% del valore ottenibile in laboratorio risulta che il grado di costipamento varia sensibilmente al di sopra o al di sotto di tale percentuale quando ci si riferisca ai differenti valori ottenibili in laboratorio.

L'inconveniente si aggrava qualora si vogliano mettere in relazione le caratteristiche del fenomeno di costipamento con le caratteristiche di permeabilità e dreno, essendo questa una condizione necessaria per verificare le posizioni teoriche date come premessa allo studio.

Non essendo possibile definire una prova su materiale ghiaioso integro usando fustelle Proctor o AASHO è sembrato indispensabile istituire le indagini soprariportate, indagini che hanno permesso la messa a punto di un metodo capace di estendere la validità del controllo a un campo più vasto di quello attualmente considerato.

Il metodo ha la proprietà di riprodurre le caratteristiche dei materiali fini e definisce in modo univoco i valori ottimali caratteristici di una terra a contenuto ghiaioso.

Cesare Castiglia